HAL
open science

Conception d'un microscope à force atomique métrologique

Benoît Poyet

To cite this version:

Benoît Poyet. Conception d'un microscope à force atomique métrologique. Micro et nanotechnologies/Microélectronique. Université de Versailles-Saint Quentin en Yvelines, 2010. Français. NNT : . tel-00830895

HAL Id: tel-00830895

https://theses.hal.science/tel-00830895

Submitted on 6 Jun 2013

HAL is a multi-disciplinary open access archive for the deposit and dissemination of scientific research documents, whether they are published or not. The documents may come from teaching and research institutions in France or abroad, or from public or private research centers.

L'archive ouverte pluridisciplinaire **HAL**, est destinée au dépôt et à la diffusion de documents scientifiques de niveau recherche, publiés ou non, émanant des établissements d'enseignement et de recherche français ou étrangers, des laboratoires publics ou privés.

THÈSE DE DOCTORAT

Université de Versailles Saint-Quentin en Yvelines

École doctorale Société du Futur

Laboratoire d'Ingénierie des Systèmes de Versailles

Spécialité Optoélectronique

Présentée par :

Benoit Poyet

Pour obtenir le grade de DOCTEUR de l'Université de Versailles Saint-Quentin en Yvelines

Conception d'un microscope à force atomique métrologique

Soutenance le 8 Juillet 2010

Devant le jury composé de :

M.	Yasser Alayli,	Directeur de thèse
Mme.	Frédérique de Fornel,	Rapporteur
M.	Yannick de Wilde,	Rapporteur
Mme.	Jennifer Decker,	Examinateur
M	Luc Chassagne,	Examinateur
M.	Sébastien Ducourtieux,	Directeur des travaux

A Ibtissam,

Pour tout l'amour et le soutien que tu m'apportes.

REMERCIEMENTS

Ma thèse s'achève et il est temps de regarder en arrière pour me rendre compte de l'importance de toutes les personnes que j'ai rencontrées durant ces dernières années ; et témoigner ici de ma reconnaissance envers cette communauté scientifique, ce cercle d'amis ou encore ma famille. Si ce travail est présenté comme étant de mon seul fait, il serait injuste de ne pas rendre hommage à leur patience, leur disponibilité et leur bienveillance car elles ont toutes contribué à son aboutissement. Je tiens à les remercier chaleureusement.

J'exprime d'abord ma profonde reconnaissance à mon directeur de thèse, Yasser Alayli qui a suivi de très près toute ma scolarité à l'université de Versailles. Je rends hommage au Professeur des Universités pour la disponibilité, l'écoute et les attentions quasi paternelles qu'il a toujours eues envers « ses » étudiants désireux de poursuivre leurs études scientifiques. J'ai grandi auprès de lui pour devenir aujourd'hui métrologue et j'espère suivre la route qu'il a contribué à dessiner devant moi. Je remercie aussi chaleureusement l'homme pour son infinie sagesse, son humanisme, pour ses encouragements constants et la confiance qu'il m'a toujours accordée.

Je tiens à remercier infiniment Sébastien Ducourtieux pour tout ce que nous avons accompli ensemble. Pour nos discussions, pour tous ces compromis que nous avons trouvés à force de comparaisons et de critiques, pour m'avoir fait bénéficier de son génie expérimental et de son talent, je le remercie profondément. Ses remarques successives ont permis d'améliorer les différentes versions de ce travail, de trouver des compromis aux nombreux problèmes de conception et d'obtenir les premiers résultats sur l'AFM métrologique. Je tiens à lui exprimer ma profonde reconnaissance et mon estime pour sa disponibilité et son soutien sans failles : il m'a offert un environnement de travail idéal, fait de complicité, de convivialité et de grande compétence scientifique et technique. Je reconnais avoir eu énormément de chance de croiser sa route et rends hommage à la pédagogie dont il a su faire preuve avec moi. J'espère avoir le bonheur de travailler encore longtemps avec lui.

Je tiens aussi à remercier sincèrement monsieur Jean David, pour ses compétences extraordinaires qui dépassent largement le seul cadre de la mécanique de précision. Il a été l'un des piliers qui ont initié ce projet en y distillant des idées formidables que j'ai essayé

de faire vivre par la suite. Je le remercie pour sa patience et l'incroyable pédagogie dont il a su faire preuve pour m'initier au domaine de la conception d'instruments.

Je tiens à exprimer mes vifs remerciements à toute l'équipe de l'atelier d'usinage du LNE : Michael Coince d'abord qui officie habilement à la tête de l'atelier pour gérer les urgences et les nombreuses sollicitations de chacun. J'associe à ces remerciements tous les usineurs qui y font un excellent travail, et notamment messieurs Tony Delauney, Eric Fafournoux, François Pournin et Yves Schaeffer pour avoir toujours été d'une très grande disponibilité pour moi. Ils m'ont ouvert largement les portes de l'atelier afin de réaliser ensemble des usinages de très grande qualité. Les performances obtenues sur les éléments de guidage en translation sont le fruit de leur travail méticuleux.

Je remercie aussi toutes les personnes qui sont intervenues sur ce projet et auprès desquelles j'ai pu trouver de précieux conseils, messieurs Ludovic Lahousse, François Villar, Franck Larsonnier, Stéphane Leleu, François Piquemal. D'une façon plus générale, je remercie chaleureusement toute l'équipe de métrologie électrique avec laquelle j'ai partagé un quotidien riche à la fois en enseignements et en fous rires. Je les remercie tous sincèrement pour nos discussions ; j'ai appris auprès d'eux bien plus que mon métier.

Je remercie madame Frédérique de Fornel et monsieur Yannick de Wilde de s'être intéressés à mes travaux et pour avoir accepté d'en être les rapporteurs. Je les remercie pour la promptitude avec laquelle ils ont lu mon manuscrit et les remarques pertinentes qu'ils ont émises. Leurs suggestions ont rendu le manuscrit plus facile à lire. Je remercie aussi madame Jennifer Decker pour l'intérêt qu'elle a porté à mon travail et pour avoir accepté de faire parti de mon jury malgré la distance qui sépare nos laboratoires.

Mon gout pour les sciences et pour la métrologie est né à l'université de Versailles, auprès de professeurs qui ont su transmettre leur passion. Je remercie notamment chaleureusement messieurs Luc Chassagne et Suat Topsu pour leur soutien et le savoir qu'ils ont su me faire partager. Ils m'ont suivi continûment depuis de nombreuses années et je suis fier de les compter aujourd'hui parmi mes amis. Je remercie particulièrement Luc qui a su me mettre dans des dispositions favorables pour rédiger ce manuscrit qu'il a ensuite corrigé assidument.

Je remercie aussi mes frères et ma sœur, ma mère et mon père qui a relu mon manuscrit pour y faire disparaître certaines coquilles. Je les remercie tous pour leur soutien et la force de nos liens qui malgré les distances crée un cadre rassurant dans lequel il est toujours bon de nous retrouver.

Pour finir, je ne saurai jamais assez remercier Ibtissam, le sourire de ma vie. Je lui adresse mes plus tendres pensées pour ses attentions constantes et pour avoir traversé les moments plus difficiles de la rédaction et de la préparation de la soutenance sans n'avoir de cesse que de m'encourager. Sans elle, je n'aurais pas pu réaliser ce travail.

INTRODUCTION GENERALE

Le Laboratoire National de métrologie et d'Essais (LNE) a pour mission de réaliser et de conserver les unités du système international d'unités. Il doit aussi développer de nouvelles méthodes de mesure permettant d'accroître leurs exactitudes et de diminuer les niveaux d'incertitude sur les étalons primaires. En nanométrologie, cette mission passe notamment par le développement d'instruments de référence qui permettent de mettre en pratique la définition du mètre à l'échelle du nanomètre. Ces instruments permettent à leur tour de réaliser des mesures dimensionnelles traçables et d'étalonner des étalons de transfert.

L'activité en nanométrologie dimensionnelle a démarré en 2001 au LNE avec le développement d'une machine à mesurer des structures sub-micrométriques en surface d'objets plats de 200 à 300 mm. L'incertitude visée était de l'ordre de 30 nm seulement sur l'ensemble de la course pour les directions X-Y et de l'ordre de quelques nanomètres pour la direction Z [73]. Sans précautions particulières, les dimensions ainsi que les courses disponibles sur cette machine à mesurer l'auraient rendu particulièrement sensible aux perturbations de l'environnement. En exploitant au mieux les technologies de l'époque, en formalisant et testant des principes de conception novateurs, les objectifs d'incertitude ont pu être atteints. Cette machine à mesurer de très haute précision pouvait être complétée par différents types de capteurs : palpeur optique, mécanique…

C'est dans le cadre de ce projet qu'un premier Microscope à Force Atomique (AFM) a été développé en 2003 pour équiper la machine. Cet AFM a permis d'acquérir un savoir-faire notable et d'identifier les principales sources d'incertitudes liées à la nanométrologie dimensionnelle par AFM. Cet AFM a contribué aux premières caractérisations à l'échelle du nanomètre d'échantillons présentant un intérêt pour le LNE, comme par exemple des transistors mono-électroniques utilisés dans le cadre de l'élaboration de l'étalon quantique de courant, des surfaces rugueuses dans le cadre de la définition d'un étalon de rugosité, des états de surface d'alliage monocristallin dans le cadre de la réalisation d'un nouvel étalon de masse ou plus simplement des réseaux étalons mono et bidimensionnels.

Toute l'expérience acquise sur cette machine à mesurer et cet AFM a très largement inspiré et guidé la conception de l'AFM métrologique présenté dans ce mémoire.

Depuis 2006, conscient du fort potentiel de l'AFM dans le domaine de la nanométrologie dimensionnelle, et, d'une façon plus générale, du développement des activités liées aux nanotechnologies et nanosciences, le LNE a développé ses activités autour de l'AFM et de la métrologie liée à l'AFM. C'est à cette époque que le développement de l'AFM métrologique a démarré au travers de cette thèse. En parallèle, un AFM commercial (Veeco – Nanoman V) a été acheté fin 2008 afin de répondre à des besoins croissants de caractérisation. Cet instrument a aussi permis d'accroître les capacités de mesure à l'échelle nanométrique et de soutenir des projets importants pour le LNE comme le projet européen de métrologie du magnétisme à l'échelle nano basée sur l'utilisation de barre de Hall submicrométrique (Nanospin), les projets ANR d'étude du comportement au feu de polymères comportant des nanoparticules (Nanofeu), de mise au point de surfaces de référence en vue de réaliser des étalons de rugosité à l'échelle nanomètrique (Nanoref) et le projet de caractérisation de virus à l'échelle du nanomètre (Nanovirus).

Ces divers projets illustrent une tendance générale : l'AFM est un outil parfaitement adapté pour l'étude des propriétés physiques (ou autres) à l'échelle du nanomètre. C'est la raison pour laquelle il est très couramment utilisé dans le domaine des nanotechnologies et des nanosciences où il existe une très grande proximité entre les propriétés dimensionnelles de l'objet étudié et ses propriétés physiques. Aussi, quand bien même l'objectif final de la mesure est de caractériser ou de quantifier une grandeur physique, son évaluation passe d'abord par la détermination d'une caractéristique dimensionnelle. Les mesures typiques réalisées en nanométrologie dimensionnelle concernent notamment la caractérisation de distance, la mesure de la largeur de pas de réseau, la mesure de la profondeur et de la hauteur de marches, la détermination de forme, de volume, de surface, la caractérisation de la rugosité et la mesure d'épaisseur de couche mince [30].

Le fort couplage entre propriétés dimensionnelles et propriétés physiques génère un réel besoin d'étalonnage [75] et de mise à disposition d'étalons de transferts. Actuellement, en France, la plupart des utilisateurs de microscopes en champs proche (SPM) pour lesquels l'étalonnage est indispensable se tournent vers des méthodes de substitution (étalon de référence interne, étalonnage partiel) ou vers des laboratoires nationaux de métrologie étrangers (la PTB et le NIST principalement). L'objectif de cette thèse est de développer un AFM métrologique qui permettra au LNE de répondre à ces demandes. Ce mémoire présente la conception et la réalisation de cet AFM métrologique au travers de trois parties distinctes :

- La première partie introduit le contexte de l'étude. Elle resitue le projet et ses objectifs dans un contexte international riche en exemples d'instrumentation. Les notions fondamentales propres à la microscopie en champs proche et à la métrologie sont rappelées afin de guider le lecteur vers la problématique particulière de la nanométrologie dimensionnelle par AFM. C'est aussi l'occasion de rappeler et d'illustrer l'importance de certains des grands principes de conception qui restent souvent dans l'ombre et qui ont fortement guidé le travail présenté dans ce mémoire.

- La seconde partie détaille l'ensemble de la démarche de conception de l'AFM métrologique. Les concepts mis en avant dans la première partie sont appliqués. Les choix de conception sont décrits et justifiés afin que le lecteur prenne la mesure des compromis qui ont été réalisés. Les différents éléments de l'instrument sont décrits : la chaîne métrologique, la chaîne structurelle, l'étage de translation ainsi que électronique de pilotage et l'informatique qui permet d'interfacer l'AFM.
- Enfin, une troisième partie conclut ces travaux. D'abord, les résultats des premières mesures qui ont été réalisées sur l'AFM métrologique fraîchement assemblé sont présentés. Ils permettent de vérifier expérimentalement les hypothèses et les choix de conception qui ont été faits. Ces résultats sont ensuite utilisés afin de dresser un bilan d'incertitude prévisionnel qui regroupe les principales contributions perturbant le procédé de mesure. Cette dernière partie s'achève par une conclusion générale et présente des pistes d'améliorations prochaines ainsi que les perspectives à plus long terme de la nanométrologie dimensionnelle par AFM.

TABLE DES MATIERES

Remerciements ..... **v**

Introduction générale ..... **vii**

Table des matières ..... **xi**

Liste des abréviations ..... **xix**

Première Partie **1**

1 Introduction **3**

1.1.Rappels sur la microscopie à force atomique **3**

1.1.1.Présentation de la microscopie à champ proche 3

1.1.2.A l'origine des SPMs : du STM à l'AFM 5

1.1.3.Principes de mesure de l'AFM 7

L'interaction pointe-surface *7*

Les forces d'interaction *7*

1.1.4.L'instrumentation classique liée à l'AFM 9

La pointe *9*

Le levier *10*

Le système de détection des déflexions du levier *10*

La platine de balayage XY *11*

Le scanner Z *11*

Le système d'asservissement *12*

1.1.5.Les modes de fonctionnement 12

1.1.6.Performances - résolutions 13

1.2.La métrologie **14**

1.2.1.Quelques définitions 14
La métrologie *14*
Les unités et le SI *15*
L'étalon *16*
La traçabilité *17*
Incertitude de mesure *18*
Le bilan d'incertitude *18*
1.2.2.Evolution de la définition du mètre 19
1.3.Le microscope à force atomique métrologique 20
1.3.1.Définition 20
1.3.2.Mesurer des nanomètres à partir des forces 20
1.3.3.Intérêt des mAFMs sur les mesures dimensionnelles 21
1.4.Etat de l'art 23
1.5.Le cahier des charges de l'AFM métrologique du LNE 24

2 Définitions et concepts fondamentaux pour la conception de l'AFM métrologique 27
2.1.Présentation de l'AFM développé au LNE en 2001 27
2.1.1.Partie supérieure : la tête AFM et son support 28
2.1.2.Partie inférieure : les platines de translation 29
2.2.Concepts fondamentaux de mécanique pour le mAFM 29
2.2.1.La chaîne structurelle 30
Définition *30*
Illustration sur l'AFM *30*
2.2.2.La chaîne métrologique 31
Définition *31*
Illustration sur l'AFM *31*
Analyse de la chaîne métrologique de l'AFM *32*
2.2.3.La structure métrologique dissociée 34
Définition *34*
Intérêt de la structure métrologique dissociée *35*
Illustration sur l'AFM *35*
2.2.4.Le principe d'Abbe 37
Ernst Abbe et son mesureur *37*
Le principe d'Abbe *38*
Illustration sur l'AFM : l'erreur d'Abbe *39*
Le principe d'Abbe reconstitué *41*
2.2.5.Le posage isostatique 42

2.2.6.Gestion des problèmes thermiques sur l'instrument 43
Introduction – les sources de chaleur *43*
Les effets de dilatation *46*
Mise en pratique *48*

2.3.Recommandations pour la conception du mAFM 52

Deuxième Partie 55

3 Discussions sur le design à adopter : application des concepts 57

3.1.Avant propos : de l'AFM métrologique idéal à une réalisation nécessairement dégradée 57

3.2.Architecture générale de l'AFM métrologique et répartition des degrés de liberté 58

3.3.Les capteurs de position 59

3.3.1.Du choix du capteur 59
Les capteurs capacitifs *60*
L'interférométrie *61*
Conclusions *63*

3.3.2.Mise en œuvre sur l'AFM métrologique 64
De la nécessité d'utiliser des interféromètres différentiels *64*
De l'intégration des interféromètres différentiels *65*
Analyse de la chaîne métrologique correspondante *67*
Les interféromètres Renishaw *69*

3.3.3.Modélisation de la mesure interférométrique 69
De la sensibilité des mesures interférométriques à l'indice de réfraction . *69*
Du modèle classique de l'interférométrie *71*
Des limites du modèle simplifié *72*
Définition d'un modèle plus complet pour la mesure interférométrique .. *74*
Conclusions sur le modèle proposé *76*

3.3.4.Optimisation de la mesure interférométrique 76
De la mesure des variables climatiques *76*
De la correction de la longueur d'onde par les formules d'Edlén *77*
De la protection des bras de l'interféromètre *77*
Conclusions *80*

3.4.La chaîne métrologique associée aux interféromètres 81

3.4.1.Objectifs de conception – du besoin de stabilité 81

3.4.2.Conception de la chaîne métrologique 81
De l'abandon du repère cartésien *81*
De l'intérêt d'un changement de repère *83*

Dimensionnement du repère pivoté *85*
3.4.3.Analyse de la chaîne métrologique de l'AFM métrologique 85
Synoptique de l'AFM métrologique *85*
Détail de la chaîne métrologique *87*

4 Description de l'AFM métrologique 89

4.1.Le berceau de l'AFM métrologique 89

4.1.1.Châssis de l'AFM métrologique 89
Présentation du berceau *89*
La table antivibratoire *90*
4.1.2.Support de l'étage de translation 91
4.1.3.Support de la chaîne métrologique 93
La fixation des interféromètres différentiels sur le berceau *94*
4.1.4.Des aspects relatifs à la maîtrise des effets thermiques 95
De la protection de la chaîne métrologique *95*
Du confinement des mesures interférométriques *96*

4.2.Le porte échantillon 98

4.2.1.De la géométrie du porte échantillon 98
4.2.2.Du choix des matériaux 98
4.2.3.Du bridage des échantillons et du porte échantillon sur l'étage de translation 100

4.3.La tête AFM provisoire 101

4.3.1.Réalisation 101
4.3.2.Cahier des charges prévisionnel pour une tête AFM spécialisée pour des applications métrologiques 103

4.4.L'électronique de commande 103

4.4.1.Objectifs et synopsis 103
4.4.2.Les signaux issus des interféromètres 105
4.4.3.La station météo 106
4.4.4.L'asservissement de la pointe AFM 106
4.4.5.La génération de commande 107

4.5.Quelques photos du mAFM dans la salle propre 108

5 L'étage de translation de l'AFM métrologique 109

5.1.Introduction 109

5.1.1.Contexte de développement : l'AFM métrologique 109

5.1.2.Le cahier des charges de l'étage de translation 111

5.1.3.Architecture choisie pour le guidage en translation 112

5.2.Le guidage en translation XY – la platine à pantographes 114

5.2.1.Le pantographe 114

5.2.2.Réalisation pratique d'un pantographe 114

5.2.3.Dimensionnement 117

Course angulaire d'un pivot 117

Sélection du matériau 117

Dimensionnement des cols circulaires 118

5.2.4.Réalisation du prototype de la platine à pantographes 121

Réalisation mécanique 121

Défauts d'usinage 123

Conclusions 125

5.2.5.Caractérisation des performances du prototype de la PBFS 126

Montage expérimental 126

Mode opératoire 128

Résultats expérimentaux 128

Conclusions et perspectives 129

5.3.Le guidage en translation Z – la platine Z 131

5.3.1.Choix technologiques, usinage et assemblage 132

La lame rectangulaire 132

Dimensionnement des lames rectangulaires 134

Réalisation : la lame pincée 135

Assemblage mécanique 136

5.3.2.Caractérisation des performances 138

Montage expérimental pour mesurer les rotations parasites 138

Montage expérimental pour mesurer la bande passante 139

Résultats expérimentaux 140

Conclusion et perspectives 141

5.4.Actionnement de l'étage de translation 145

5.4.1.Rappels et problématiques de l'actionnement 145

5.4.2.Architecture d'actionnement 146

5.4.3.Choix des actionneurs 148

5.4.4.La précontrainte 149

5.4.5.Le découplage des axes 150

5.4.6.Mise en œuvre sur l'étage de translation 152
Actionnement de la PBFS *152*
Actionnement de la platine Z *154*

5.5.Conclusion : assemblage de l'étage de translation de l'AFM métrologique 155

5.5.1.Assemblage 155
5.5.2.Conclusions et perspectives 156

Troisième Partie 159

6 Premiers résultats obtenus avec l'AFM métrologique 161

6.1.Vérifications des hypothèses de conception 161

6.1.1.Description du dispositif expérimental 161
6.1.2.Du contrôle des paramètres climatiques 162
De la stabilité dans la salle propre *162*
De la stabilité thermique dans le mAFM *162*
De l'homogénéité de la température dans le mAFM *163*
6.1.3.De la stabilité des mesures interférométriques 165
De la dérive de la tête interférométrique *166*
Application sur l'AFM métrologique *168*
6.1.4.Conclusions sur la chaîne métrologique du mAFM 169
Dérives et niveaux de bruit sur la position XYZ *170*

6.2.Premiers résultats liés à l'utilisation de l'AFM 170

6.2.1.Des performances de la commande de l'AFM 170
Optimisations du FPGA et niveaux de bruit *170*
De la commande de l'étage de translation *172*

7 Bilan d'incertitude provisoire 175

7.1.Introduction 175

7.1.1.Expression de la distance mesurée 175
7.1.2.Incertitudes de mesure dans les directions X, Y et Z 176

7.2.Composantes liées aux mesures interférométriques 177

7.2.1.Longueur d'onde dans le vide 177
7.2.2.Non-linéarité 178
7.2.3.Stabilité de l'indice de réfraction de l'air 178
Formule d'Edlén *178*
Stabilité en température *179*

Stabilité en pression ... *179*
Stabilité en humidité relative ... *180*
7.2.4.Résolution des interféromètres Renishaw ... 180
7.2.5.Bruits en position ... 181
7.2.6.Dérives de mesure différentielle ... 181
7.3.Composantes mécaniques ... 181
7.3.1.Stabilité de la chaîne métrologique ... 181
Dilatation de l'échantillon ... *181*
Dilatation de la chaîne métrologique ... *182*
7.3.2.Orthogonalité des axes XYZ ... 183
7.3.3.Défauts des miroirs ... 184
7.4.Composantes géométriques ... 184
Erreur de cosinus ... *184*
Erreur d'Abbe ... *185*
7.5.Conclusions ... 185
7.5.1.Bilan d'incertitude et incertitude composée ... 185
7.5.2.Discussions sur le bilan d'incertitude ... 188
7.5.3.Conclusions sur le bilan d'incertitude provisoire ... 190

8 Conclusions et perspectives ... 191
8.1.Conclusion générale sur la construction de l'AFM métrologique ... 191
8.2.Perspectives d'améliorations pour l'AFM métrologique ... 193
8.3.Perspectives pour la métrologie dimensionnelle par AFM ... 195

Annexe A : Etat de l'art des AFMs métrologiques ... 203
A.1. Les premiers AFMs métrologiques des années 80-2000 ... 203
A.1.1. Le MFM-Veritekt C de la PTB ... 203
A.1.2. La Nanopositioning and Nanomeasuring Machine de la PTB ... 204
A.1.3. La Molecular Measuring Machine du NIST ... 205
A.1.4. Le mAFM du NPL ... 205
A.1.5. L'AFM métrologique de l'INRIM ... 206
A.1.6. Le C-AFM du NIST ... 207
A.1.7. Le mAFM du METAS ... 208
A.1.8. L'AFM métrologique du NMIJ ... 208
A.1.9. L'AFM métrologique du NIM ... 209

A.1.10. L'AFM métrologique du CMS 209
A.1.11. Le mAFM du VSL 210
A.1.12. L'AFM métrologique du DFM 211

A.2. Les nouveaux développements d'AFM métrologiques 211

A.2.1. L'AFM métrologique du NPL-PTB pour l'étude des interactions pointe-surface 211
A.2.2. L'AFM du MIT 212
A.2.3. Le mAFM du CNRC 213
A.2.4. Le mAFM de l'université catholique de Louvain 214
A.2.5. Le mAFM de l'université d'Eindhoven 215
A.2.6. Le mAFM du MIKES 215
A.2.7. Le C-AFM du KAIST 216
A.2.8. Le mAFM de l'université de Nagoaka 216
A.2.9. Le mAM de l'ISI-ASCR 217

Annexe B : Conception des éléments de guidage 219

B.1. Le guidage en translation XY – la platine à pantographes 219

B.1.1. Le pantographe 219
B.1.2. Degrés de liberté du pantographe 220
Les translations dans le plan XY 220
La translation Z 221
La rotation de type lacet R_Z 221
Les rotations de type roulis et tangage R_X et R_Y 221
B.1.3. Conclusions et intérêt du guidage surabondant 222

B.2. Le guidage en translation Z – la platine Z 224

B.2.1. Disposition des liaisons cinématiques et degrés de liberté 225
Introduction du modèle hyperstatique 225
La translation verticale 227
Les translations T_X et T_Y 227
La rotation R_Z 227
Les rotations R_X et R_Y 228
B.2.2. Conclusion sur les degrés de liberté de la platine Z 228

Bibliographie 231

Liste des communications 241

LISTE DES ABREVIATIONS

AFM : Atomic Force Microscope.

BIPM : Bureau International des Poids et Mesures, Sèvres, France.

CGPM : Conférence Générale des Poids et Mesures.

CNRC : Conseil National de Recheche Canada, Canada.

CMS : Center for Measurement Standards, Corée

DFM : Danish Fundamental Metrology, Danemark

INRIM : National Institute of Metrological Research, Italie.

ISI-ACR : Institute of Scientific Instruments – Academy of Sciences of the Czech Republic, République Tchèque.

KAIST : Korea Advanced Institute of Science and Technology, Corée.

LNE : Laboratoire National de métrologie et d'Essais, Paris, France.

mAFM : metrological Atomic Force Microscope.

METAS : Bundesamt für Metrologie, Suisse.

MIKES : Centre for Metrology and Accreditation, Finlande.

MIT : Massachusetts Institute of Technology.

NIST : National Institute of Standard and Technology, Etats-Unis.

NMIJ : National Institute of Metrology of Japan, Japon.

NPL : National Physical Laboratory, Royaume-Uni.

PBFS : Pantograph Based Flexure Stage.

PTB : Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Allemagne.

SPM : Scanning Probe Microscope

STM : Scanning Tunneling Microscope

VSL : Van Swinden Laboratory, Pays-Bas.

Première Partie

Introduction au contexte de l'étude

1 Introduction 3

1.1. Rappels sur la microscopie à force atomique 3

1.2. La métrologie..... 14

1.3. Le microscope à force atomique métrologique..... 20

1.4. Etat de l'art..... 23

1.5. Le cahier des charges de l'AFM métrologique du LNE 24

2 Définitions et concepts fondamentaux pour la conception de l'AFM métrologique 27

2.1. Présentation de l'AFM développé au LNE en 2001 27

2.2. Concepts fondamentaux de mécanique pour le mAFM 29

2.3. Recommandations pour la conception du mAFM 52

CHAPITRE 1

INTRODUCTION

Ce chapitre introduit le contexte du développement d'un Microscope à Force Atomique métrologique (mAFM) au LNE. Après avoir rappelé les grands principes du fonctionnement d'un AFM, la problématique particulière de la fonction métrologique est précisée afin de donner une définition personnelle de l'AFM métrologique. Le projet est ensuite resitué dans un contexte historique et international qui connaît déjà plusieurs générations d'AFMs métrologiques.

1.1. Rappels sur la microscopie à force atomique

1.1.1. Présentation de la microscopie à champ proche

Le microscope à force atomique (AFM, provenant de l'acronyme anglais « *Atomic Force Microscope* ») fait partie de la famille des microscopes en champ proche[1] (SPM : « *Scanning Probe Microscope* »). Elle regroupe l'ensemble des microscopes qui mettent en interaction une sonde avec la surface de l'échantillon afin d'en imager les propriétés locales à l'échelle nanométrique. C'est justement la petitesse de la sonde qui assure la localité de l'interaction – et donc des propriétés physiques mesurées – entre celle-ci et la surface de l'échantillon.

Les microscopes en champs proche couvrent un large spectre de dimensions latérales, compris entre moins de 1 nm et 100 µm, permettant ainsi d'étudier la surface des solides avec des résolutions atomiques.

[1] Ou encore microscopes à sonde locale

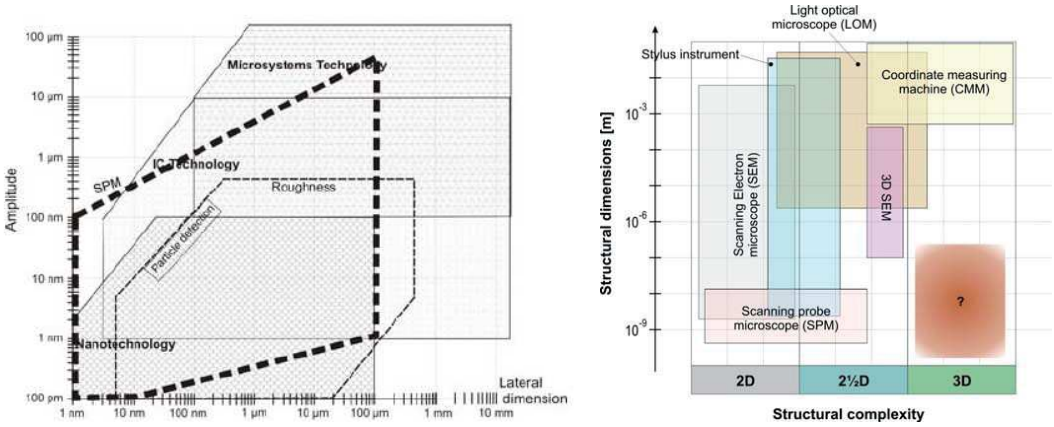


Figure 1-1 : Champs d'application des microscopes à champs proche. Les SPM couvrent les fréquences spatiales les plus basses et permettent d'imager des structures 3D à l'échelle du nanomètre [**30**] et [**49**]

A l'échelle du nanomètre, les SPMs permettent de mesurer des particules et des surfaces quasiment en 3D, car la surface du substrat limite toujours l'accès de la pointe sous l'objet mesuré (voir notamment la Figure 1-13) : on parle alors d'images en $2^{1/2}D$.

Les champs d'applications des SPMs sont vastes et couvrent de très nombreux domaines : toute interaction physique mesurable entre la pointe et l'échantillon peut donner lieu à une forme de microscopie à sonde locale. Certains SPMs sont ainsi basé sur la détection d'un certain type de forces ou de signaux qui n'existent qu'en champ proche. Par ailleurs, en fonctionnalisant la pointe d'un SPM, on peut la rendre sensible de façon quasi exclusive à un seul type d'interactions. Avec ce type de microscopes, il est alors possible de mesurer de très nombreuses propriétés physiques des matériaux à l'échelle locale [**87**] :

- Dimensionnelles à l'aide d'un AFM [**12**],
- Optiques à l'aide d'un « *Scanning Near-Field Optical Microscope* » (SNOM) [**10**],
- Electriques à l'aide d'un « *Scanning Tunneling Microscope* » (STM) [**14**], d'un « *Conductive Atomic Force Microscope* » (C-AFM) [**143**] ou d'un « *Electrostatic Force Microscope* » (EFM) [**129**],
- Magnétiques à l'aide d'un « *Magnetic Resonance Force Microscope* » (MRFM) [**115**] ou d'un « *Magnetic Force Microscope* » (MFM) [**50**],
- Thermiques à l'aide d'un « *Scanning Thermal Microscope* » (SThM) [**135**] ou d'un « *Kelvin Probe Force Microscope* » KPFM [**39**]
- …

Les applications des SPMs couvrent l'ensemble des sciences de la physique, de la biologie, de la chimie… Ils se retrouvent au centre de très nombreuses caractérisations à l'échelle du nanomètre, du fait de la miniaturisation continue des technologies et des produits manufacturés (en microélectronique par exemple). Par exemple, si les dimensions critiques dans le domaine de la mécanique étaient à la fin des années 1950 de l'ordre de 100 µm, elles deviennent parfois largement inférieures à 100 nm dès le début des années 2000. Les

technologies de production et de caractérisation doivent alors être repensées car elles sont inutilisables lorsque la structure atomique des matériaux devient déterminante dans leurs propriétés mécaniques. C'est le challenge des nanosciences pour lequel les SPMs sont une réponse adaptée du point de vue de la caractérisation à l'échelle nano.

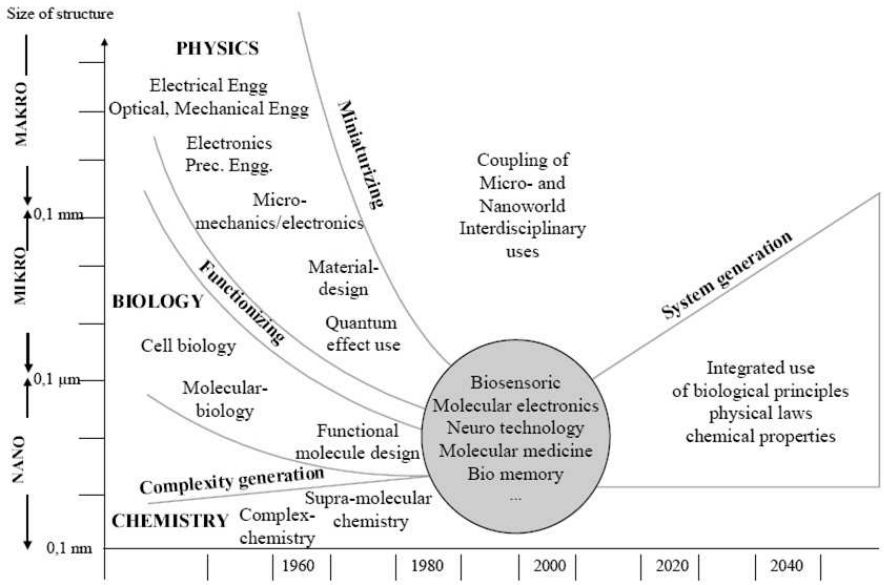


Figure 1-2 : Développement des sciences traditionnelles en physique et en biologie (approche Top-Down) et en chimie (approche Bottom-Up) vers le domaine des nanosciences et des nanotechnologies [**92**].

1.1.2. A l'origine des SPMs : du STM à l'AFM

Le point de départ du développement de la microscopie en champs proche se situe en 1981, lorsque deux ingénieurs d'IBM, G. Binnig et H. Rohrer, développent le premier microscope à champ proche : le microscope à effet tunnel [**14**]. Son fonctionnement est basé sur l'apparition d'un courant tunnel lorsqu'une différence de potentiel est appliquée entre une pointe et un échantillon conducteur et que la distance est très faible. En effet, lorsque la distance qui sépare la pointe et l'échantillon est grande, aucun transfert d'électrons n'est possible. En revanche, lorsqu'elle diminue (à quelques Angströms), certains électrons parviennent à franchir la barrière de potentiel au niveau des quelques atomes situés à l'extrémité de la pointe, donnant ainsi naissance à un courant tunnel. L'intensité de ce courant dépend de la densité électronique de l'échantillon, de la pointe et de la distance pointe-surface. En contrôlant l'intensité du courant tunnel, il est alors possible, sous certaines conditions d'utilisation, de remonter à la topographie.

Figure 1-3 : Réplique du premier microscope en champ proche : le STM construit par Binnig et Rohrer en 1981 chez IBM à Zurich.

Pour la première fois, il est alors possible d'imager des échantillons conducteurs à l'échelle atomique car l'effet tunnel est fortement localisé à l'extrémité de la pointe STM. Cette instrumentation d'apparence plutôt simple a tout de suite été adoptée par la communauté scientifique et a révolutionné les techniques d'analyse des surfaces. Pour cette invention, ses inventeurs ont été récompensés par le prix Nobel en 1986 [**13**].

Une des principales limitations du STM est qu'il ne peut imager que des échantillons conducteurs afin qu'un courant tunnel s'établisse entre la pointe conductrice et l'échantillon. Par ailleurs, ses inventeurs ont remarqué que des forces d'interaction d'intensité variable en fonction de la distance apparaissaient entre la pointe et l'échantillon et perturbaient l'effet tunnel établi.

Sur la base de ces observations, le microscope à force atomique a été introduit en 1986 par G. Binnig, C.F. Quate et C. Gerber [**12**]. En mesurant et contrôlant les forces d'interactions établies entre un échantillon et une pointe placée à proximité de sa surface, un microscope devrait pouvoir en imager la topographie. L'instrument qu'ils développèrent était une application du STM : les interactions entre la pointe AFM et la surface de l'échantillon étaient mesurées à l'aide d'une pointe STM placée au dos du levier supportant la pointe AFM.

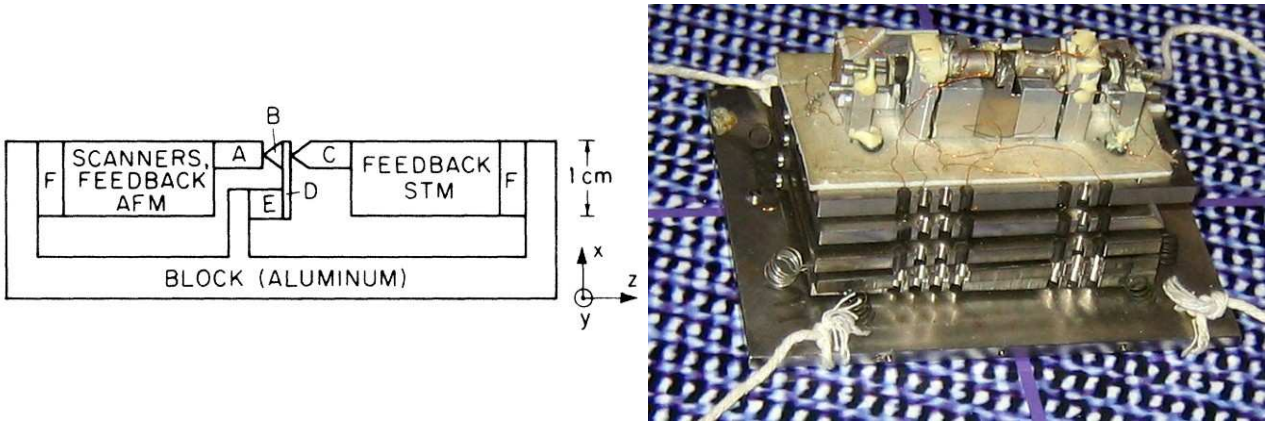


Figure 1-4 : Le premier AFM développé en 1986 par G. Binnig et son équipe (Science Museum – Londres). Les mouvements du levier sont mesurés à l'aide d'un STM placé au dos de la pointe.

Grâce à lui, les auteurs démontraient la possibilité d'imager, à l'air libre et pour tout type d'échantillons avec une résolution latérale de 3 nm et une résolution verticale inférieure à 0.1 nm.

1.1.3. Principes de mesure de l'AFM

L'interaction pointe-surface

Le microscope à force atomique est un capteur de force dont le principe repose sur la mise en interaction d'une pointe avec l'échantillon. Il mesure le champ de force qui s'établit entre l'extrémité de la pointe et les quelques atomes de la surface de l'échantillon situés directement en dessous. Comme ces forces dépendent de la distance entre la pointe et l'échantillon, alors la mesure de ces forces d'interaction permet de connaître la topographie de l'échantillon balayé par la pointe AFM.

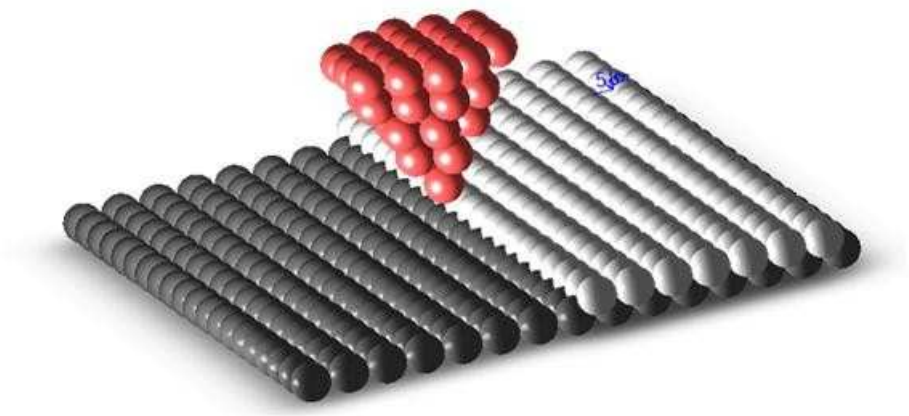


Figure 1-5 : Principe de fonctionnement des microscopes à force atomique : les atomes situés à l'extrémité d'une pointe de petite dimension interagissent avec les atomes de la surface de l'échantillon situés juste en dessous.

Les forces d'interaction

Il existe de nombreuses forces qui entrent en jeu dans le processus de mesure. Elles dépendent à la fois du milieu dans lequel sont réalisées les mesures AFM (air, liquide, vide…) mais aussi du type de pointe, d'échantillon ainsi que de la fonctionnalisation éventuelle de la pointe qui permet de rendre cette dernière plus sensible à une force en particulier. Nous verrons dans les paragraphes suivants les principales forces qui s'appliquent à la pointe dans l'air. Dans tous les cas, les forces d'interaction entre la pointe AFM et l'échantillon sont dépendantes de la distance qui sépare la pointe de l'échantillon.

Le modèle de Lennard-Jones décrit de manière simple et approximative ces interactions l'énergie potentielle entre deux atomes distants d'une distance r :

Équation 1-1
$$E_P(r) = 4E_0 \times \left[\left(\frac{r_0}{r}\right)^{12} - \left(\frac{r_0}{r}\right)^{6}\right]$$

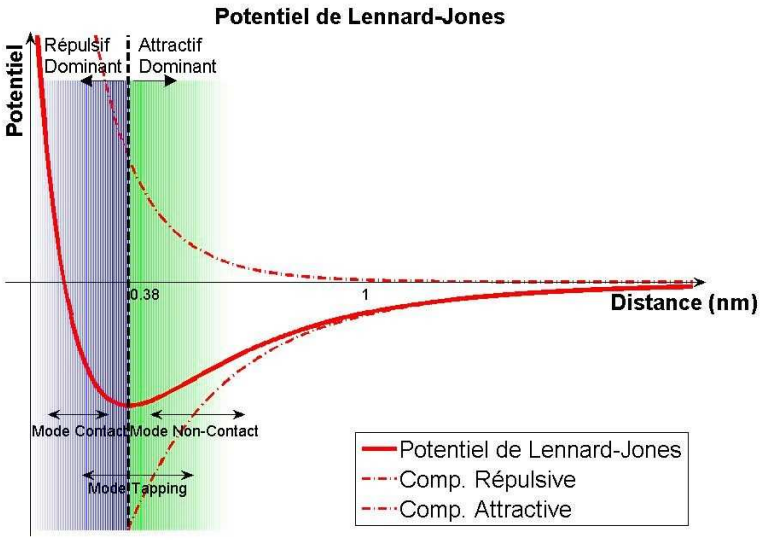


Figure 1-6 : Energie potentielle entre la pointe AFM et la surface de l'échantillon en fonction de la distance qui les sépare.

Le premier terme de la différence correspond à un terme répulsif, dominant lorsque la distance pointe-surface est faible (inférieur au nanomètre). Il représente l'ensemble des forces de répulsion électrostatiques qui apparaissent entre les nuages électroniques de chaque atome lorsque ceux-ci commencent à s'interpénétrer. Ce phénomène est connu sous le nom de principe d'exclusion de Pauli [**94**]. Le second terme à la puissance six correspond quant à lui à un effet attractif dominant à « grande » distance. Il regroupe principalement les forces de Van der Walls.

Les principales forces qui interagissent sur la pointe lorsqu'on réalise une mesure de topographie à l'air ambiant sont les suivantes :

- **Les forces de Van der Waals** [**48**], [**56**] sont attractives et résultent de trois effets : des effets d'orientation (moments multipolaires permanents entre deux molécules), des effets d'induction vers des molécules non-polaires et des effets de dispersion (polarisation instantanée due aux fluctuations de positions des électrons autour du noyau). Elles agissent sur de très grandes distances, pouvant atteindre plusieurs centaines de nanomètres. Elles sont suffisamment fortes pour pouvoir déplacer des objets macroscopiques sur des distances de quelques micromètres, comme c'est le cas avec le levier d'un AFM. Dans l'air ou dans le vide, elles sont de l'ordre de $10^{-9}\ N$ et sont réduites d'un facteur 10 à 100 en milieu liquide [**21**].
- **Les forces de capillarité**, attractives, apparaissent lorsque la pointe s'approche de la surface d'un échantillon placé dans l'air. Elles sont dues à la présence d'une fine couche d'eau à la surface de l'échantillon qui se forme par condensation de l'humidité présente dans l'air ambiant. Elles dépendent du taux d'humidité, du rayon de courbure de la pointe, et de l'échantillon (hydrophile ou hydrophobe). Lorsque la pointe est suffisamment proche – quelques nanomètres – il se forme un ménisque qui attire fortement la pointe vers la surface lorsque celle-ci s'en

approche, ou alors qui la retient d'avantage avant de la libérer brutalement lorsque celle-ci s'en éloigne. L'intensité des forces de capillarité est de quelques $10^{-8}\ N$ [**56**].

- **Les forces électrostatiques et magnétiques** apparaissent respectivement lorsque la pointe ou l'échantillon sont chargés et lorsqu'ils sont tous les deux magnétiques. Elles peuvent être attractives ou répulsives et agissent à des distances de plusieurs dizaines de nanomètres [**82**], [**134**]. Les amplitudes correspondantes sont de l'ordre de $10^{-9}\ N$.
- **Les forces de répulsion** apparaissent lorsque la pointe se rapproche de la surface à quelques dixièmes de nanomètre. A cette distance, les nuages électroniques des atomes de la pointe commencent à recouvrir ceux de la surface de l'échantillon. Il se crée alors une force fortement répulsive qui croît très rapidement si les deux corps continuent de se rapprocher [**55**]. Ces forces dépendent aussi du rayon de courbure de la pointe, de son matériau et de celui de l'échantillon.

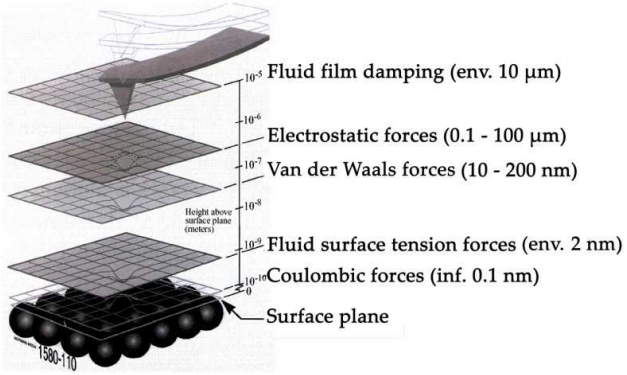


Figure 1-7 : Les principales forces d'interaction entre la pointe et la surface d'un échantillon placé à l'air libre [**56**].

1.1.4. L'instrumentation classique liée à l'AFM

Un AFM est composé d'un très grand nombre d'éléments. Certains offrent à l'utilisateur des servitudes qui rendent l'utilisation de l'instrument plus facile (approche pointe-surface, déplacements d'exploration, porte-échantillon, microscope optique…). Nous nous contentons ici de présenter les composants principaux de l'AFM qui sont indispensables pour assurer une mesure de topographie.

La pointe

Il s'agit d'une petite pyramide en silicium (SiO_2) ou nitrure de silicium (Si_3N_4) dont la hauteur typique est d'environ 20 μm et la base est d'environ 10 μm de côté. Le rayon de courbure à l'extrémité de la pointe est généralement compris entre 2 et 20 nm. Sa fonction est de limiter la zone d'interaction avec l'échantillon aux quelques atomes qui constituent son apex afin de sonder les propriétés locales de l'échantillon placé au « contact ».

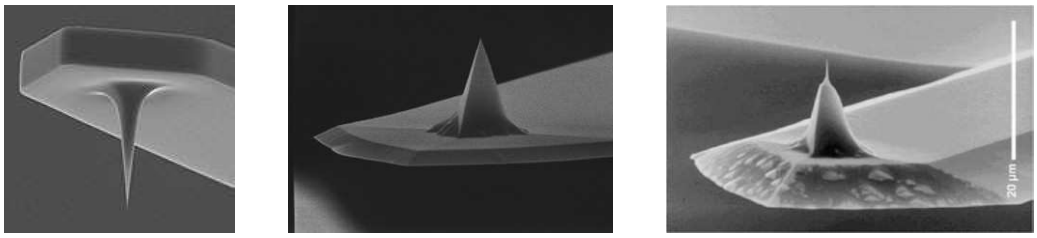


Figure 1-8 : Exemple de pointes AFM.

Le levier

Il s'agit d'un levier flexible prismatique ou triangulaire en silicium (SiO_2) ou nitrure de silicium (Si_3N_4) qui supporte la pointe AFM à son extrémité. Les dimensions typiques sont de quelques dizaines de micromètres en largeur, une épaisseur inférieure à 10 µm et une longueur comprise entre 70 µm et 500 µm. Les leviers sont disposés sur des chips pour faciliter leur manipulation et leur montage sur l'AFM (voir la Figure 1-9 à droite).

Sa fonction est de supporter la pointe AFM. Il joue le rôle d'un capteur de force (c'est un ressort mécanique de raideur K_0) qui convertit une force d'interaction (F) entre la pointe AFM et la surface de l'échantillon en un mouvement de déflexion verticale d'amplitude δz. L'AFM est ainsi un capteur de force à partir duquel il est possible de remonter à la topographie de l'échantillon balayé : $F = K_0 \times \delta z$.

Figure 1-9 : Exemple de leviers de pointe AFM et support de pointe.

Pour des raideurs de levier typiquement comprises entre 0.01 N/m et plusieurs centaines de N/m, et un déplacement vertical du levier de l'ordre de 0.1 nm, la sensibilité de la mesure de force par AFM est de l'ordre du picoNewton.

Le système de détection des déflexions du levier

Il s'agit d'un dispositif de mesure des mouvements d'oscillation (flexion et torsion) du levier lorsque celui-ci subit les effets variables des forces d'interactions avec la surface de l'échantillon balayé. Sa fonction est de convertir la mesure de déflexion du levier (principalement) en signal électrique qui sera par la suite utilisé dans la boucle de régulation. Comme la déflexion du levier est proportionnelle à la force d'interaction entre la pointe et l'échantillon, alors il représente aussi les variations du champ de force sur la pointe. Il permet donc de mesurer les changements des conditions d'interaction entre la pointe et la surface de l'échantillon. C'est pourquoi il est utilisé dans la boucle de régulation afin de les maintenir constantes.

De nombreuses méthodes existent : à l'aide d'un STM, en utilisant des leviers résistifs, capacitifs, en intégrant des jauges de contraintes ou encore en mesurant les déflexions du levier par interférométrie… Cependant, le système le plus répandu utilise la méthode dite du levier optique [**3**], composé d'une diode laser dont le faisceau est réfléchi sur le dos du levier et renvoyé vers une photodiode quatre quadrants.

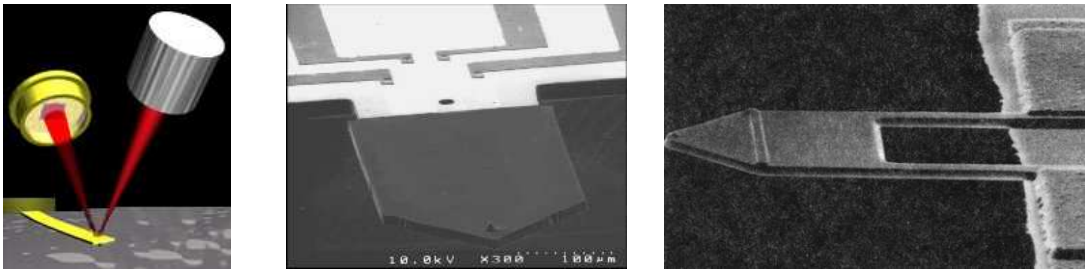


Figure 1-10 : Exemple de système de détection des oscillations par levier optique (à gauche) ou levier piézorésistif (au milieu et à droite).

Habituellement, il est possible de détecter sur une photodiode quatre quadrants un déplacement minimal de l'ordre de la centaine de nanomètres, ce qui correspond à une sensibilité verticale sur la mesure des déflexions du levier de l'ordre de 0.1 nm.

La platine de balayage XY

Sa fonction est de générer un déplacement relatif dans le plan horizontal entre la pointe et l'échantillon afin de pouvoir sonder les propriétés locales de ce dernier en plusieurs points. On parle alors du balayage de la surface de l'échantillon par la pointe AFM.

Il s'agit d'un ensemble d'actionneurs (piézoélectriques, paliers magnétiques…) qui est généralement guidé en translation – par des lames flexibles par exemple – afin d'améliorer la rectitude des déplacements produits. Les courses disponibles sont généralement comprises entre quelques micromètres et plusieurs centaines de micromètres.

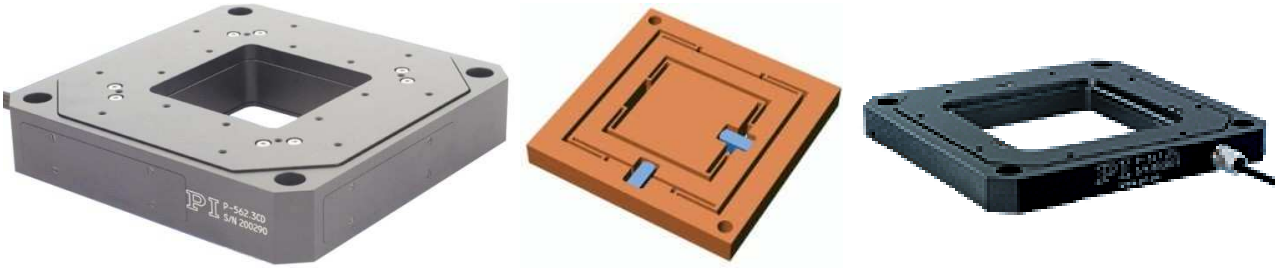


Figure 1-11 : Exemple de platine de translation XY (Physik Instrumente)

Le scanner Z

L'objectif est de générer un déplacement relatif vertical entre la pointe et l'échantillon afin de suivre la topographie de l'échantillon mesuré pendant le balayage. La technologie employée est généralement la platine de balayage XY.

Figure 1-12 : Exemple de vérins piézoélectriques précontraints (Physik Instrumente)

Le système d'asservissement

Il s'agit généralement d'un PID multiaxes qui contrôle et asservit la position de la pointe par rapport à l'échantillon suivant trois ou six axes. Dans la direction verticale, son but est de conserver constantes les conditions d'interaction entre la pointe AFM et l'échantillon placé en dessous. Dans le plan horizontal, son but est de piloter le balayage. Plusieurs modes de d'asservissement existent en fonction du mode d'imagerie utilisé ; on peut citer par exemple les modes « amplitude constante », « déflexion constante » ou encore « altitude constante » qui définissent chacun une condition particulière sur l'interaction entre la pointe et l'échantillon.

1.1.5. Les modes de fonctionnement

Il existe de très nombreux modes de fonctionnement qui permettent d'accéder à plusieurs propriétés des matériaux imagés. On distingue trois principaux modes utilisés pour l'imagerie dimensionnelle par AFM :

- **Le mode contact :** historiquement le premier développé, il s'agit d'un mode de fonctionnement statique car il est basé sur les mesures de déflexions – statiques – du levier qui supporte la pointe AFM. La pointe est amenée au contact de la surface de l'échantillon avec une consigne d'appui de l'ordre de quelques $10^{-8}\ N$ de façon à atteindre le domaine répulsif. La position de la pointe est obtenue par l'équilibre entre la force d'appui exercée par le levier et les forces d'attraction de la pointe d'une part, et les forces de répulsion qui apparaissent à l'extrémité de la pointe d'autre part. En maintenant constante la déflexion – statique – du levier durant le balayage de l'échantillon, on peut remonter à la variation de topographie. Le mode contact permet d'atteindre les meilleures résolutions ainsi que des vitesses de balayages souvent plus élevées.
- **Le mode non-contact :** aussi appelé mode résonnant, la pointe AFM sonde le champ de force lointain (à plusieurs dizaines de nanomètres) principalement composé des forces de Van der Waals. Comme ces forces sont beaucoup plus faibles que les forces de répulsion sondées dans le mode contact, une autre méthode de détection – dynamique – est mise en œuvre. Le levier qui supporte la pointe AFM est excité à sa fréquence de résonnance avec une amplitude de quelques nanomètres. En fonction du gradient de force $\frac{\partial F}{\partial d}$ perçu par la pointe, la constante de

raideur effective K_{eff} du levier est modifiée : $K_{eff} = K_0 - \frac{\partial F}{\partial d}$ où K_0 est la constante de raideur du levier par construction. Cette modification entraîne un décalage de la fréquence de résonnance du levier : $f = 2\pi\sqrt{\frac{K_{eff}}{m}} = f_0\sqrt{1 - \frac{\frac{\partial F}{\partial d}}{K_0}}$ – où m est la masse effective du levier – qui peut être mesurée directement. Inversement, à fréquence d'excitation constante du levier, le gradient de force modifie l'amplitude des oscillations qui peuvent à leur tour être mesurées [**83**]. L'avantage de ce mode est que la pointe n'est pas au contact de l'échantillon puisqu'elle le sonde à distance. Il y a donc moins de risque de détérioration de l'échantillon ou de la pointe. Par ailleurs, ce mode permet de sonder des forces d'un autre type (électriques, magnétiques…) et il est généralement d'avantage utilisé pour caractériser les propriétés physiques de l'échantillon.

- **Le mode contact intermittent :** appelé aussi mode *Tapping*, il est intermédiaire entre le mode contact et le mode non-contact. La pointe oscille à sa fréquence de résonnance avec une amplitude comprise entre 20 et 100 nm environ. Cependant, contrairement au mode non-contact où la pointe est située à des distances supérieures à l'amplitude des oscillations, en mode *Tapping*, la pointe est maintenue à une distance de l'ordre de la valeur moyenne des amplitudes des oscillations. De cette façon, la pointe entre en contact avec l'échantillon de façon très ponctuelle à une extrémité des oscillations. L'avantage principal de ce mode est de pouvoir obtenir d'excellentes résolutions latérales en éliminant les effets de frottements transverses présents dans le mode contact. Il permet ainsi de mieux préserver l'échantillon et la pointe.

1.1.6. Performances - résolutions

Puisque l'interaction entre la pointe et la surface est très localisée, l'AFM atteint d'excellentes résolutions. Verticalement, la forme pyramidale de la pointe AFM permet de limiter la zone d'interaction entre la pointe et l'échantillon aux seuls atomes situés à l'extrémité de la pyramide. La sensibilité verticale de l'AFM est alors principalement limitée par le bruit thermique du système de détection. Il correspond à une oscillation du levier à cause de l'agitation naturelle des électrons en fonction de la température. Pour un levier rectangulaire, le bruit thermique correspondant peut être défini à 20 °C par [**22**] :

Équation 1-2
$$\Delta Z = \sqrt{\frac{4k_BT}{3K}} = \frac{0.074}{\sqrt{\frac{K}{N/m}}}\ nm$$

Les leviers utilisés en métrologie dimensionnelle à l'air, ont des constantes de raideur qui varient typiquement entre le dixième de N/m et plusieurs dizaines – voire centaines – de N/m. Les résolutions verticales peuvent donc atteindre 0.01 nm [**40**], [**118**].

La résolution latérale d'un AFM métrologique est plus difficile à déterminer car elle dépend fortement de la forme de la pointe et de celle des structures à imager. En effet,

lorsque la pointe parcourt la surface d'un échantillon, la zone de la pointe qui entre en interaction avec la surface de l'échantillon peut varier. Aussi, on montre qu'une image AFM résulte d'un « effet de convolution » de la pointe avec l'échantillon [**91**], [**136**], ce qui limite la résolution latérale de l'instrument.

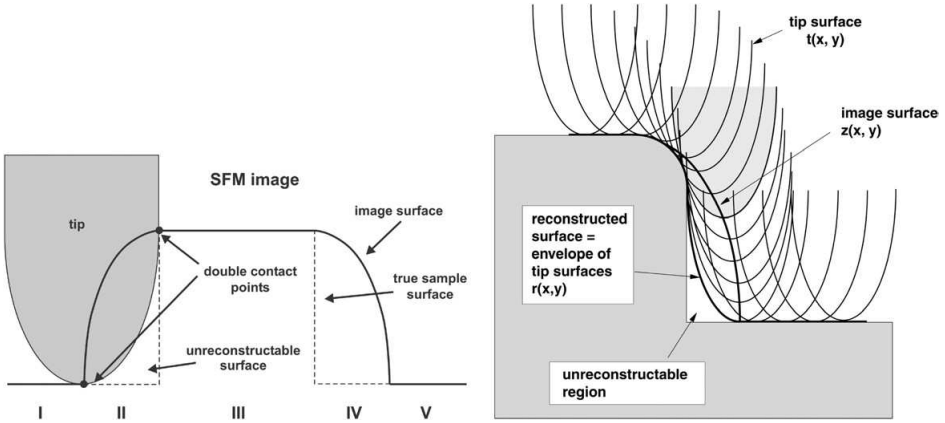


Figure 1-13 : Elargissement d'un motif par convolution de la pointe AFM lors du balayage [**136**]

Plus la pointe AFM est effilée – l'apex a un rayon de courbure petit – moins la convolution est grande et plus la résolution latérale est bonne, typiquement de l'ordre du nanomètre. Par ailleurs, les meilleures résolutions par AFM (résolutions atomiques) sont obtenues sur des échantillons plats pour lesquels ces effets de convolution sont minimaux.

1.2. La métrologie

1.2.1. Quelques définitions

La métrologie

La métrologie est la science de la mesure. Elle s'intéresse au processus de mesurage d'une grandeur et comprend aussi bien les aspects théoriques de sa description que les aspects pratiques de sa réalisation expérimentale [**133**]. L'objectif est de déterminer le résultat de mesurage de la façon la plus précise possible et dans le cadre d'un référentiel connu et partagé par le plus grand nombre.

La nanométrologie dimensionnelle s'intéresse donc à la pratique de la mesure des dimensions caractéristiques d'objets, des distances et des déplacements dans la gamme allant de 1 nm à 1000 nm.

Les unités et le SI

Ce référentiel définit une base[2] dans laquelle tous les phénomènes physiques sont descriptibles et tout processus de mesurage est alors équivalent à une comparaison entre la grandeur inconnue (le mesurande) et l'une de ses composantes (une unité). Le but de cette comparaison est bien entendu d'exprimer quantitativement le mesurande par rapport à l'unité [**133**] : si on considère une grandeur q à mesurer, le résultat de cette mesure s'écrit comme le produit suivant :

$$q = \{q\} \times [q]$$

Où { } représente une valeur numérique – quantitative – de la grandeur q et [ ] une unité de celle-ci.

Le Système International d'unités (SI) définit ainsi, pour chaque dimension, une définition mathématique de l'unité correspondante. Il est composé de sept unités de base et d'un grand nombre d'unités dérivées. Les termes de ces définitions ont beaucoup changés en fonction des progrès scientifiques et de la possibilité de les associer à une expérience qui a un meilleur niveau de précision que la représentation précédente. Ainsi, les définitions actuelles des sept unités de base s'étalent sur près d'un siècle, la plus ancienne étant celle du kilogramme, adoptée en 1889, et la plus récente celle du mètre, adoptée en 1983. Le tableau ci dessous regroupe les définitions des sept unités de base [**15**]:

Unité	**Symbole**	**Définition**
Mètre	m	*Le mètre est la longueur du trajet parcouru dans le vide par la lumière pendant une durée de 1/299792458 m/s.* (17ème CGPM, 1983)
Kilogramme	kg	*Le kilogramme est l'unité de masse ; il est égal à la masse du prototype international du kilogramme.* (1er CGPM, 1889)
Seconde	s	*La seconde est la durée de 9 192 631 770 périodes de la radiation correspondant à la transition entre les deux niveaux hyperfins de l'état fondamental de l'atome de césium 133.* (13ème CGPM, 1967/68)
Ampère	A	*L'ampère est l'intensité d'un courant constant qui, maintenu dans deux conducteurs parallèles, rectilignes, de longueur infinie, de section circulaire négligeable et placés à une distance d'un mètre l'un de l'autre dans le vide, produirait entre ces conducteurs une force égale à 2.10^{-7} newtons par mètre de longueur.* (9ème CGPM, 1948)
Kelvin	K	*Le kelvin, unité de température thermodynamique, est la fraction de 1/273,16 de la température thermodynamique du point triple de*

[2] Il ne s'agit pas d'une base au sens mathématique du terme car si les sept grandeurs de base – longueur, masse, temps, courant électrique, température thermodynamique, quantité de matière et intensité lumineuse – sont considérées comme indépendantes par convention, les unités de base […] ne le sont pas. Ainsi, la définition du mètre fait appel à la seconde ; la définition de la mole fait appel au kilogramme ; et la définition de la candela fait appel au mètre, au kilogramme et à la seconde [15].

		l'eau. (13ème CGPM, 1967/68)
Mole	mol	*La mole est la quantité de matière d'un système contenant autant d'entités élémentaires qu'il y a d'atomes dans 0.012 kilogrammes de carbone 12 ; son symbole est « mol ».* (14ème CGPM, 1971)
Candela	cd	*La candela est l'intensité lumineuse, dans une direction donnée, d'une source qui émet un rayonnement monochromatique de fréquence 540.10^{12} hertz et dont l'intensité énergétique dans cette direction est 1/683 watt par stéradian.* (16ème CGPM, 1979)

Tableau 1-1 : Liste des sept unités de base du Système International.

L'unité utilisée en nanométrologie dimensionnelle est le mètre, et elle est plus particulièrement associée au sous-multiple *nano* (10^{-9}).

L'étalon

Chaque unité est transcrite au travers d'une réalisation expérimentale qui permet non seulement de proposer le premier référent de comparaison, mais aussi de propager l'unité à tous les utilisateurs. L'étalon primaire représente la réalisation matérielle de l'unité correspondante : il est reconnu et adopté comme référence primaire par tous les pays signataires de la Convention du Mètre (53 états-membres actuellement.) Bien que son incertitude ne soit pas nécessairement nulle, il est le représentant de la grandeur correspondante qui possède les plus hautes qualités métrologiques et ne se réfère à aucun autre étalon de la même grandeur [**133**].

On distingue plusieurs catégories parmi les étalons primaires des unités de base : par exemple, le kilogramme est la seule unité qui soit définie par un artefact matériel[3], caractéristique de l'époque à laquelle la définition a été adoptée. En revanche, la seconde, dont la définition est plus moderne, est quant-à-elle définie à partir d'un phénomène quantique. Par ailleurs, si le mètre est, par convention, indépendant, son unité est en revanche définie à partir de la seconde par le biais d'une constante fondamentale, la célérité c.

A l'échelle du nanomètre, et plus particulièrement dans le domaine de la microscopie à champ proche, l'étalon de transfert prend généralement la forme d'un échantillon en silicium dans lequel sont gravées des structures périodiques (réseaux à une ou deux dimensions, marches…)

[3] La réalisation de l'unité de masse par des artefacts matériels pose de nombreux problèmes d'utilisation et de conservation. En effet, des comparaisons entre des étalons nationaux et le prototype international du kilogramme [42] montrent une dérive de l'écart entre la masse du prototype international et celle des prototypes nationaux de l'ordre de 30 µg sur cent ans. Cette insuffisance de précision de l'étalon de masse a de nombreuses répercussions dans la définition d'unités dérivées du SI.

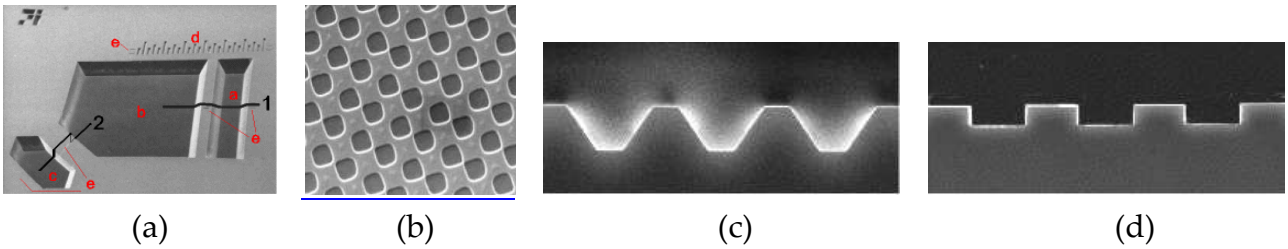


Figure 1-14 : Exemple d'étalons utilisés en microscopie à champ proche – (a) une simple marche étalon est gravée sur un substrat – (b) un réseau 2D de marches étalons – (c) et (d) vues de profils de réseaux de marches étalons.

Les procédés de construction de ces échantillons sont généralement proches de ceux utilisés en microélectronique et permettent de maîtriser l'homogénéité des dimensions des motifs gravés et de procurer à celui-ci de très bonnes qualités métrologiques, notamment en termes de stabilité.

La traçabilité

La traçabilité est une notion clef de la métrologie. Elle est définie comme [**133**] :

> *[La] propriété du résultat d'un mesurage ou d'un étalon tel qu'il puisse être relié à des références déterminées, généralement des étalons nationaux ou internationaux, par l'intermédiaire d'une chaîne ininterrompue de comparaisons ayant toutes des incertitudes déterminées.*

La traçabilité décrit toute la chaîne de raccordement des mesures entre la définition de l'unité du SI à l'extrémité supérieure et la mesure réalisée par l'opérateur à son extrémité inférieure.

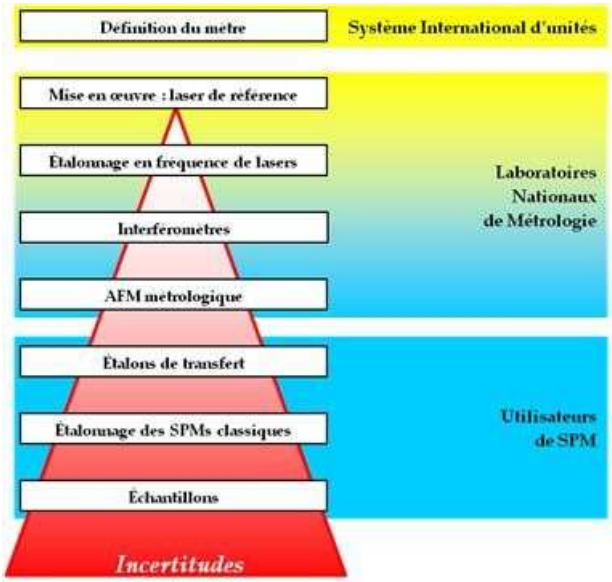


Figure 1-15 : La notion de traçabilité en métrologie dimensionnelle. Entre les utilisateurs de microscopes à champ proche et l'unité définie par le SI, une chaîne d'étalons est mise en place de façon à propager la définition du mètre jusqu'à l'échelle nano, par le biais de représentants qui facilitent les comparaisons par SPM.

Deux interprétations sont sous-jacentes à cette définition :

- La première est ascendante : elle garantit la filiation entre le résultat de mesurage et l'étalon de l'unité correspondante. Elle permet de garantir que la mesure a bien été réalisée dans le référentiel définit par le SI, en lien avec l'unité correspondante.
- La seconde est descendante, c'est celle de propager un référent – l'étalon primaire – au plus grand nombre. Il s'agit donc de mettre en place une chaîne ininterrompue d'étalons secondaires et de transfert qui permettent par comparaisons successives de remonter vers l'étalon primaire. Si ce dernier est, par définition, le plus fidèle représentant de l'unité, son incertitude est la plus faible. En revanche, chaque étalon de transfert a une incertitude associée qui est dégradée et adaptée à des besoins industriels ou quotidiens. Ils prennent des formes variées en fonction des domaines de mesures et des applications concernées.

Incertitude de mesure

Le mesurage regroupe l'ensemble des opérations ayant pour but de déterminer la valeur d'une grandeur [**133**] par comparaison avec un référent de cette dernière. Comme il s'agit toujours d'une comparaison, il est donc expérimentalement impossible de connaître exactement la valeur du mesurande et l'expression du résultat de mesurage n'est donc en général qu'une approximation ou une estimation de celle-ci [**2**].

Du latin *certus* précédé du préfixe de négation *in-*, l'incertitude signifie clairement un doute sur la valeur (moyenne) mesurée. Dans [**133**], elle est définie comme :

> *[Un] paramètre [par exemple un écart-type], associé au résultat d'un mesurage, qui caractérise la dispersion des valeurs qui pourraient raisonnablement être attribuées au mesurande.*

Du point de vue métrologique, une incertitude de mesure caractérise un taux de confiance dans le résultat de mesurage annoncé. C'est pour cette raison qu'un résultat de mesurage doit toujours être accompagné d'une incertitude de cette estimation.

Le bilan d'incertitude

Lors de la réalisation d'un mesurage, les sources possibles d'incertitudes sont nombreuses. Elles contribuent toutes à dégrader le résultat de mesurage en élargissant la distribution des valeurs mesurées : plus les sources d'incertitudes sont nombreuses et plus le doute sur la valeur moyenne est grand.

Pour un instrument qui réalise des étalonnages, la connaissance de son incertitude de mesure – au sens quantitatif du terme – est indispensable : elle implique nécessairement que tous les paramètres qui perturbent le résultat de mesurage soient connus. L'importance n'est pas tant de maîtriser leur influence – bien que ce soit indispensable pour améliorer le résultat de mesurage[4] – que de la quantifier. Dès lors, la valeur mesurée

[4] C'est finalement la raison d'être de ces travaux !

par un instrument métrologique, quelle qu'en soit sa justesse, est sûre à l'incertitude près. Associée à des mesures traçables, cette quantification permet alors de réaliser des étalonnages dans le référentiel du SI et de ses étalons.

Le bilan d'incertitude d'un instrument regroupe de la façon la plus exhaustive possible toutes les sources d'incertitude. Pour ce faire, une méthode d'analyse systématique (méthode des 5 M par exemple) permet de lister toutes les composantes d'incertitudes et de les regrouper selon deux catégories fondées sur leurs méthodes d'évaluation [**2**].

1.2.2. Evolution de la définition du mètre

Le mètre n'a pas toujours été défini sous sa forme actuelle [**15**]. En effet, il existait jusqu'au dix-huitième siècle de nombreuses unités de mesure pour la grandeur dimensionnelle. La plupart d'entre elles étaient empruntées à la morphologie humaine : le pied, la coudée, la brasse, la toise… Elles pouvaient varier d'un endroit à un autre et aussi selon les humeurs des souverains qui pouvaient en faire un habile moyen de régulation de l'économie…

L'unification des mesures s'est finalement imposée avec le développement du commerce international et des sciences. Durant la Révolution française, les bases du système métrique décimal sont jetées, avec notamment le dépôt le 22 juin 1799 de deux étalons en platine représentant le mètre et le kilogramme. Ce nouveau système introduit une profonde remise en question de la nature du système de mesure : les unités (et leurs étalons) ne sont plus définies à partir des parties du corps humain mais à partir de propriétés physiques ou encore liées à la Terre. Le mètre est ainsi défini comme la distance égale à la dix-millionième partie du quart du méridien terrestre. De cette façon, le système d'unités devient universel et constant, permettant l'adhésion de toutes les nations étrangères.

Durant le dix-neuvième siècle, des mètres prototypes sont construits, comparés au mètre étalon et distribués aux pays signataires de la Convention du mètre (1875). Les travaux de Michelson sur l'interférométrie optique sont utilisés pour déterminer la valeur du mètre en longueur d'onde de la raie rouge de cadmium. Ils aboutiront en 1960 à une redéfinition du mètre, fondée sur la longueur d'onde dans le vide de la radiation correspondant à une transition entre des niveaux d'énergie spécifiés de l'atome de krypton 86. Cette nouvelle définition est fondamentale car elle dématérialise le mètre étalon et permet de réaliser des étalons primaires tous semblables. Enfin, en 1983, La 17ème Conférence Générale des Poids et Mesures redéfinit le mètre comme étant la longueur du trajet parcouru dans le vide par la lumière pendant une fraction précise de seconde.

1.3. Le microscope à force atomique métrologique

1.3.1. Définition

Un microscope à force atomique métrologique (mAFM, pour metrological Atomic Force Microscope) ne diffère d'un AFM « classique » que par la nécessité – fondamentale – de renvoyer précisément une mesure dimensionnelle, au sens métrologique du terme. Il doit donc réaliser des mesures quantitatives pour lesquelles la traçabilité au SI est assurée. Ainsi, si l'acquisition de l'image répond aux mêmes exigences qu'un AFM classique – aux choix prêts de conception de l'instrument – en revanche, l'extraction de propriétés géométriques à partir de cette image nécessite de mettre en œuvre une méthodologie différente [**45**], [**125**] :

- Etablir une base de coordonnées dans laquelle les déplacements sont mesurés.
- Concevoir une structure de référence métrologique par rapport à laquelle les déplacements sont mesurés.
- Générer et mesurer un déplacement par rapport à la référence métrologique. La mesure de celui-ci doit être réalisée dans le référentiel du SI. Il est donc indispensable d'assurer la traçabilité des capteurs de déplacement jusqu'à l'étalon primaire.
- Lier l'échantillon à la base de coordonnées par l'intermédiaire d'une pointe AFM.
- Enfin, associer au résultat de mesurage une incertitude de mesure.

Nous verrons dans le chapitre suivant quelques notions fondamentales pour la conception d'un instrument de précision, et dans la partie suivante nous illustrerons ces principes par leurs mises en pratique sur l'AFM métrologique. En conclusion, un AFM métrologique est caractérisé par :

- La mise en œuvre de mesures dimensionnelles traçables. Cette mise en œuvre peut être réalisée de plusieurs façons (étalons, capteurs traçables…) [**30**].
- L'association au résultat de mesurage d'une incertitude de mesure quantifiée.

1.3.2. Mesurer des nanomètres à partir des forces

Comme nous l'avons vu dans les paragraphes précédents, un AFM est un capteur de force. Actuellement, la mesure de force sur un AFM n'est pas traçable car la constante de raideur K des leviers n'est pas étalonnée. Cependant, une estimation est établie en fonction des caractéristiques dimensionnelles du levier et des propriétés mécaniques du matériau utilisé. L'incertitude sur K est de l'ordre de 20%[5]. Est-ce pour autant un élément bloquant pour la réalisation d'un AFM métrologique (au sens dimensionnel) ? Est-il possible de

[5] De nombreuses équipes travaillent sur l'étalonnage de la constante de raideur d'un levier d'AFM afin de rendre quantitatives les mesures de forces par AFM : [27], [41], =[123]=[123].

réaliser des mesures dimensionnelles traçables alors même que la mesure de force de l'AFM ne l'est pas ?

La réponse est oui : il n'est pas nécessaire de réaliser des mesures de forces quantitatives – et traçables – par AFM pour que les mesures dimensionnelles le soient. En effet, les conditions d'asservissements de la pointe au dessus de la surface de l'échantillon sont telles qu'il n'est pas nécessaire de mesurer de façon quantitative la force d'interaction entre la pointe et la surface de l'échantillon mais en revanche, il est indispensable – et suffisant – de conserver constantes ces conditions d'interactions. Dans la pratique, le non-respect de ce dernier point donne lieu à des approximations et à des incertitudes supplémentaire sur la mesure de topographie, comme nous le verrons dans un chapitre suivant.

1.3.3. Intérêt des mAFMs sur les mesures dimensionnelles

On peut regrouper l'ensemble des microscopes à champ proche suivant trois catégories principales définies en fonction de leurs capacités à mesurer les positions [**86**] :

- La première catégorie regroupe tous les SPMs qui n'utilisent aucun capteur pour contrôler les déplacements générés. La position est simplement déduite de la tension de commande des actionneurs.

- La seconde regroupe à la fois les SPMs qui intègrent des capteurs de position dans leurs étages de translation afin de compenser les défauts inhérents aux actionneurs et ceux qui sont étalonnés à l'aide d'étalons de transfert. Cette catégorie regroupe à la fois les microscopes qui fonctionnent en boucle fermée avec un asservissement sur l'information de position mesurée ou alors par correction suivant une table d'étalonnage.

- La troisième catégorie regroupe les SPMs métrologiques pour lesquels la traçabilité de leurs mesures de position est assurée grâce à des capteurs étalonnés (généralement des interféromètres).

Les propriétés et capacités métrologiques de ces instruments ont été démontrées au travers d'une comparaison internationale [**19**], [**30**] regroupant treize partenaires européens répartis dans sept pays différents. Ce groupe de travail constitué d'instituts nationaux de métrologie et d'industries du monde de la microscopie en champ proche ont tenté de comparé leurs résultats de mesures afin de vérifier leurs instruments et de collecter un certain nombre d'informations sur ces mesures. La figure suivante regroupe les résultats de mesure d'un réseau étalon 2D dont le pas est de 1000 nm.

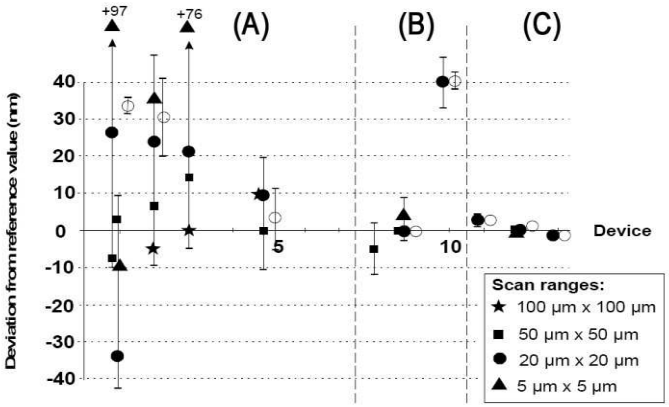


Figure 1-16 : Intercomparaison entre différents microscopes en champ proche sur une mesure du pas d'un réseau d'un échantillon commun [**30**]. A gauche (A), les résultats des SPMs qui fonctionnent sans capteurs de position (première catégorie). Au centre (B), les résultats des SPM qui ont un système d'asservissement ou qui sont étalonnés (deuxième catégorie). A droite (C), les résultats de différents SPM métrologiques (troisième catégorie).

On constate que les résultats diffèrent notablement en fonction des trois catégories évoquées. Les moins bons résultats sont obtenus avec les SPMs qui ne sont contrôlés que par la tension de commande des actionneurs piézoélectriques qui permettent de réaliser les balayages. En termes de justesse mais aussi d'incertitudes de mesures, les résultats de cette catégorie affichent une très large dispersion autour de la valeur de référence (près de 60 nm), expliquée principalement par les défauts inhérents aux actionneurs piézoélectriques (non-linéarité, hystérésis, dérive…). La seconde catégorie affiche de meilleurs résultats avec une meilleure convergence des résultats autour de la valeur de référence. La dispersion est de l'ordre de 0.5% et les incertitudes de mesure sont plus faibles, illustrant l'intérêt de contrôler la position atteinte par l'actionneur à l'aide de capteurs. Enfin, les meilleurs résultats sont obtenus avec les microscopes à force atomique métrologiques. La dispersion entre les différents instruments est alors inférieure à 0.2% et les incertitudes de mesures associées sont très faibles, principalement grâce à une meilleure maitrise du processus de mesure et un design optimisé sur les aspects métrologiques.

On constate ainsi que les SPMs dont les mesures sont traçables permettent non seulement d'obtenir des mesures plus répétables – sinon reproductibles – que les autres classes d'instruments, mais ils sont aussi plus justes puisque toutes leurs mesures convergent fortement autour de la valeur de référence. Les solutions techniques mises en œuvre sur ces SPMs métrologiques, du point de vue des capteurs de position ainsi que du design, améliorent leurs performances métrologiques.

1.4. Etat de l'art

De nombreux AFMs métrologiques ont été développés dans de nombreux pays. Les premiers d'entre eux sont apparus dans le milieu des années 80 et jusque dans les années 90, financés par des programmes de recherche nationaux ou internationaux. Ensuite, les axes de recherche se sont principalement orientés vers l'utilisation de ces mAFMs, et notamment la compréhension fine des interactions pointe-surface [**138**].

Cependant, on voit apparaître aujourd'hui de nouveaux projets avec de nouvelles équipes. Des laboratoires qui n'étaient pas encore équipés d'AFMs métrologiques ont initié des études et des réalisations particulières. On a pu assister durant les dix dernières années à l'émergence de nouveaux AFMs métrologiques issus du retour d'expérience de la première génération d'instruments et qui mettent en œuvre des approches différentes et des concepts nouveaux.

L'annexe A dresse un état de l'art des principaux AFMs métrologiques qui ont été développés jusqu'à maintenant. La figure ci-dessous le reprend et propose une synthèse des AFMs métrologiques présentés, afin de resituer le développement du LNE dans ce contexte international :

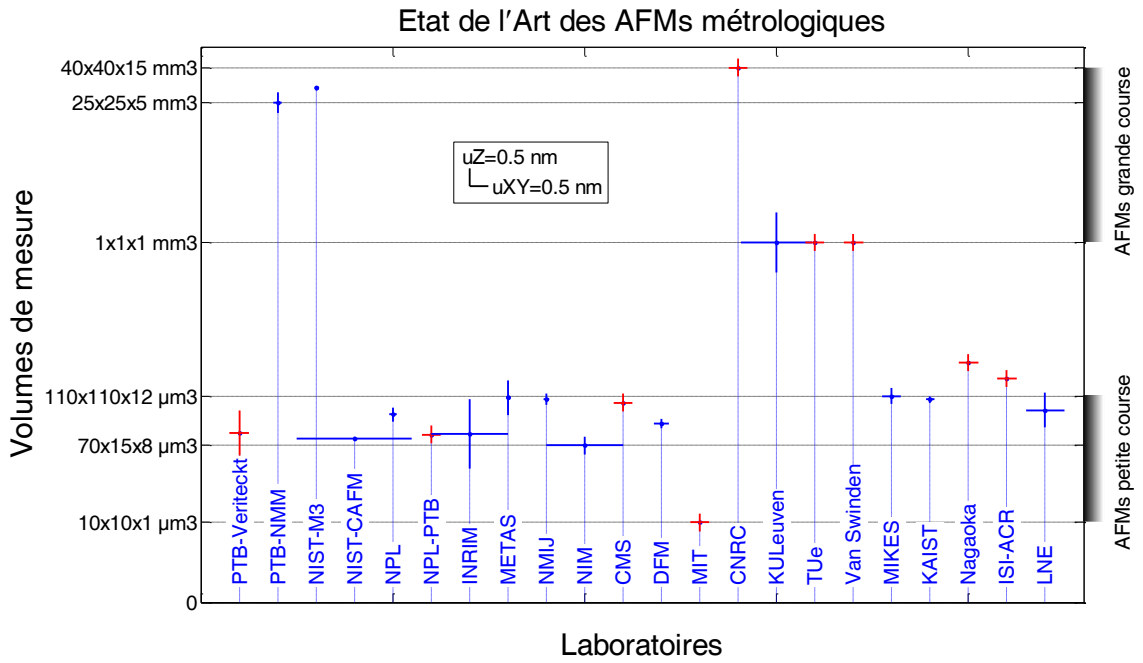


Figure 1-17 : Synthèse des performances de l'ensemble des AFMs métrologiques présentés dans l'état de l'art. Le volume de mesure est représenté pour chaque instrument avec des barres dont la l'intersection définit le volume de mesure disponible et dont la largueur définit les incertitudes de mesure horizontales et verticales pour la mesure d'un pas de réseau (p = 100 nm) et d'une hauteur de marche (h= 100 nm). Les incertitudes des AFMs métrologiques qui n'ont pas pu être collectées (ou qui ne sont pas encore définies) sont représentées en rouge.

On distingue deux groupes d'instruments : les AFMs petites courses – avec des courses disponibles sur les axes XY de l'ordre de la centaine de micromètres et environ 10 µm suivant l'axe Z – et les AFMs grandes courses – avec des courses disponibles sur au moins

un des axes supérieures au millimètre. On constate ainsi que le projet du LNE se trouve dans la grande famille des AFMs métrologique petites courses. Par ailleurs, les incertitudes de mesures recherchées sont comparables à celles des autres instruments.

1.5. Le cahier des charges de l'AFM métrologique du LNE

Les AFMs métrologiques qui ont été présentés dans le paragraphe 1.4 se répartissent de manière quasi-égale suivant deux catégories :

- Les AFMs métrologiques construits à partir d'AFMs commerciaux modifiés et pour lesquels la fonction métrologique est ajoutée. C'est le cas par exemple des mAFMs du NPL, du KAIST, du METAS, du MIKES, du DFM, de la PTB (Veriteckt), du CMS et du NIM. L'avantage de cette solution est de réduire sensiblement les temps de développement sans avoir nécessairement à développer tous les organes d'un AFM. La conception de l'instrument s'oriente alors principalement vers l'intégration de la fonction métrologique, c'est-à-dire des capteurs de position étalonnés. L'inconvénient majeur est d'être dépendant des choix de conception qui ont été faits sur des critères parfois commerciaux et en tout cas différents de ceux propres à l'instrumentation en métrologie. Par exemple, le choix des matériaux de la chaîne métrologique est souvent inadapté et est alors modifié lors de ces développements [**25**]. Il est assez difficile d'aboutir à des bilans d'incertitude réduits sans modifier lourdement l'AFM commercial servant de base. C'est une solution onéreuse (par l'achat d'un AFM commercial) qui offre peu de liberté d'optimisation.
- La deuxième catégorie regroupe les AFM métrologiques issus intégralement d'une conception particulière réalisée au sein des laboratoires. Cette conception peut être totale – par le développement de tous les composants d'un AFM métrologique [**44**], [**69**], [**112**] – ou elle peut utiliser des sous ensembles commerciaux sur certaines fonctions secondaires de l'AFM [**29**], [**37**], [**137**]. Cette catégorie, généralement plus longue à mettre en œuvre, offre une liberté totale sur la conception de l'instrument qui permet une meilleure optimisation. En effet, les grandeurs d'influence peuvent alors être traitées avec une attention particulière afin de minimiser leur impact dans le bilan d'incertitude de l'AFM métrologique.

C'est finalement la deuxième voie que le LNE a choisi pour développer son mAFM afin de disposer d'un AFM ayant le bilan d'incertitude le plus faible possible et afin de tenir compte des spécificités de l'environnement dans lequel sera utilisé le mAFM. Le cahier des charges de l'AFM métrologique qui a été défini est le suivant :

- Concevoir et développer un microscope à force atomique métrologique sans modifier un AFM commercial afin de maîtriser l'ensemble des choix de conception et de minimiser les incertitudes de mesure.

- Courses disponibles : environ 60 µm suivant les axes X et Y et environ 10 µm suivant l'axe Z. Nous préciserons dans le chapitre 5 un cahier des charges plus détaillé pour l'étage de translation du mAFM.
- Incertitude sur la mesure de la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon de l'ordre du nanomètre.
- Pouvoir mesurer la topographie d'échantillons de petites dimensions (environ $25 \times 25\ mm^2$).
- Développer un ensemble de compétences et de savoir-faire en métrologie dimensionnelle liée à l'utilisation d'un AFM Métrologique.

Nous présenterons dans les chapitres suivant les choix de conception qui ont été faits.

CHAPITRE

2

DEFINITIONS ET CONCEPTS FONDAMENTAUX POUR LA CONCEPTION DE L'AFM METROLOGIQUE

Ce chapitre rappelle et illustre certains concepts fondamentaux de la métrologie, de l'instrumentation et de la mécanique de précision. Ils ont guidé la démarche de conception de l'AFM métrologique et sont à la base des solutions et résultats présentés dans les chapitres suivants. Ces définitions et ces concepts sont illustrés et justifiés à l'aide d'un exemple concret : l'AFM qui a été construit au LNE en 2001.

2.1. Présentation de l'AFM développé au LNE en 2001

Un AFM a été développé dans l'équipe de Nanométrologie Dimensionnelle du LNE en 2003 par Sébastien Ducourtieux dans le but d'appréhender certains problèmes d'instrumentation liés à l'AFM et d'approfondir les compétences en microscopie à champ proche liés à une utilisation en métrologie dimensionnelle. Il est construit autour d'une tête AFM commerciale modifiée qui assure les translations de la pointe suivant l'axe vertical (Z). L'échantillon est placé en dessous, sur une platine de translation piézoélectrique qui assure les fonctions de balayage dans le plan horizontal (XY).

La platine de translation XY est pilotée à l'aide d'une alimentation basse tension (0-100 V) interfacée par GPIB avec l'ordinateur de contrôle. Les signaux de flexion et de torsion issus de la photodiode quatre quadrants sont démodulés par une détection synchrone (Signal Recovery Model 7280). Ils sont numérisés par une carte d'acquisition (National Instruments, PCI-MIO-16E4) et un programme Labview assure le pilotage de l'AFM et l'interface utilisateur.

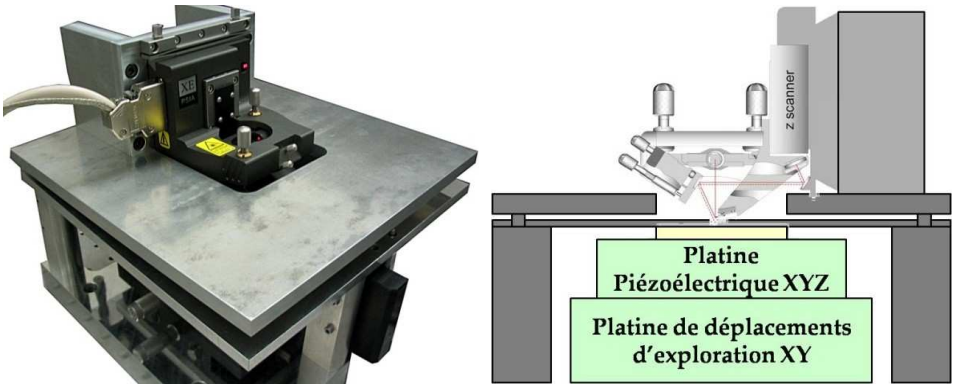


Figure 2-1 : Deuxième génération d'AFM développé au LNE dans l'unité de Nanométrologie Dimensionelle. Cet AFM est construit sur la base d'une platine de translation piézoélectrique Physik Instrumente et d'une tête AFM Park Systems XE-100 modifiée pour les besoins.

Les dimensions globales de cet AFM sont $24 \times 24 \times 35\ cm^3$.

2.1.1. Partie supérieure : la tête AFM et son support

La tête AFM utilisée provient d'un AFM commercial produit par Park Systems (modèle XE-100) dont la platine de translation verticale a été remplacée par une platine de translation piézoélectrique intégrant un capteur capacitif (Physik Instrumente P-753) et dont la course est de 6 µm. la pointe est montée à l'extrémité de cette platine de translation. Les déplacements sont contrôlés à l'aide d'un capteur capacitif. La mesure des oscillations du levier est réalisée par la méthode du levier optique (diode laser, miroirs de renvoi et photodiode) dans une configuration originale des éléments optiques qui permet à la fois de réduire la masse embarquée sur la platine Z et de conserver le spot laser centré sur la photodiode quatre quadrants quelle que soit la position de la platine verticale [102]. De cette façon, la photodiode est utilisée autour d'un point de fonctionnement fixe et dans sa région la plus linéaire ce qui permet de réduire les erreurs de non-linéarité sur la mesure des déflexions.

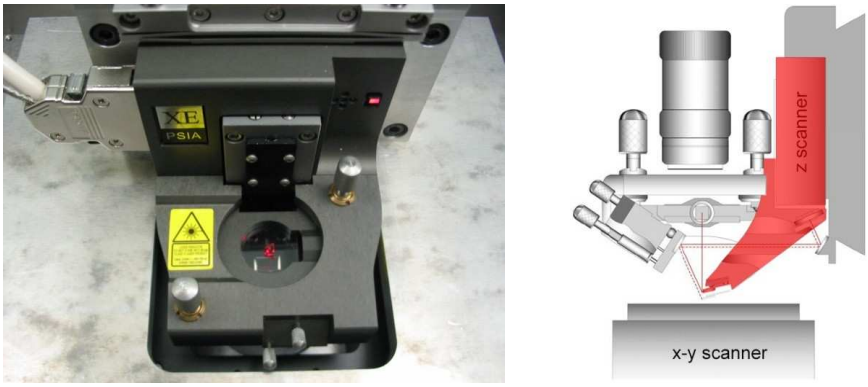


Figure 2-2 : La tête AFM modifiée. A droite, un schéma du système de détection des oscillations de la pointe. La pointe AFM est montée à l'extrémité d'une platine de translation qui lui permet de suivre les variations de topographie. La configuration des miroirs permet de conserver le spot au centre de la photodiode quelle que soit la position de la platine Z.

2.1.2. Partie inférieure : les platines de translation

Deux platines de translation sont utilisées sur cet AFM :

- Une platine manuelle Newport (modèle M-401) permet de réaliser les déplacements d'exploration sur 13 mm suivant deux axes afin de déplacer la zone d'étude de l'échantillon sous la pointe AFM.
- Une platine piézoélectrique à lames flexibles (Physik Instrumente, modèle P-517.3CL) utilisée pour réaliser le balayage de l'échantillon. Elle dispose d'une course de 100 µm et 20 µm respectivement sur les axes X-Y et Z. Il s'agit d'une platine à structure parallèle asservie par des capteurs capacitifs.

Ces platines reposent sur un bloc et un cadre en aluminium qui permettent de poser la tête au-dessus de l'échantillon. La mise en position isostatique (configuration trait-point-plan) de la tête AFM au dessus de l'échantillon est assurée par deux butées micrométriques fixes complétées par une butée motorisée qui permet de réaliser l'approche de la pointe sur l'échantillon.

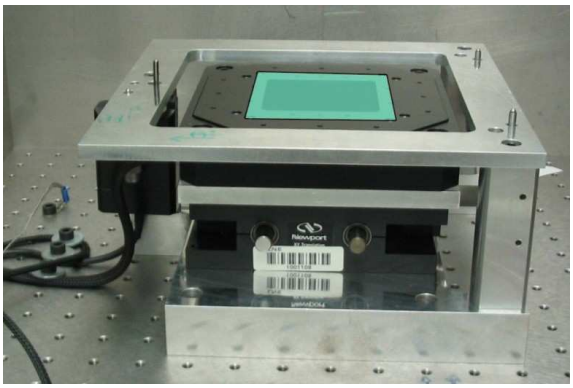


Figure 2-3 : Partie inférieure de l'AFM - les platines de translation permettent de déplacer l'échantillon sous la pointe AFM. La tête AFM est posée de façon isostatique (montage trait-point-plan) au dessus de l'échantillon et l'approche pointe-surface est assurée à l'aide d'un moteur pas à pas.

2.2. Concepts fondamentaux de mécanique pour le mAFM

Chaque organe (éléments mécaniques, optiques, électroniques, de capteurs, d'actionneurs, ou encore de programmes informatiques…) qui compose un AFM joue un rôle particulier, assurant une fonction élémentaire. L'ensemble de ces fonctions permet au microscope de réaliser une image et de mesurer la topographie de l'échantillon. En regroupant les différents organes de l'AFM en fonction du rôle qu'ils assurent dans le déroulement d'une mesure AFM, il est possible de faire émerger une méthodologie de conception – plus analytique – qui contribue à améliorer les performances globales de l'AFM.

Nous détaillons dans les paragraphes suivants les notions de chaîne métrologique, chaîne structurelle et principe d'Abbe qui sont à la base des choix de conceptions du mAFM.

2.2.1. La chaîne structurelle

Définition

La chaîne structurelle assure la mise en position des différents éléments de l'instrument. Elle regroupe l'ensemble des composants mécaniques et des actionneurs et programmes informatique (notamment la boucle d'asservissement en position) qui permettent de générer un déplacement et de maintenir une position relative entre le capteur (palpeur, objectif…) et une référence (la chaîne métrologique) [108]. Elle doit être suffisamment rigide pour supporter des efforts statiques (poids) ou dynamiques liés au fonctionnement de l'instrument. En fonction des instruments, des besoins et des contraintes d'environnement, les chaînes structurelles peuvent prendre des formes très variées et se multiplier au sein de l'instrument. On définit alors deux grands types d'architecture d'instruments : les structures séries et les structures parallèles.

Illustration sur l'AFM

Dans le cas d'un AFM, la chaîne structurelle regroupe l'ensemble des éléments qui participent à la mise en position de la pointe par rapport à l'échantillon (voir la Figure 2-6). Elle comprend donc les éléments suivants :

1. La platine de translation verticale qui permet à la pointe AFM de suivre les variations de topographie de l'échantillon.
2. La tête AFM ainsi que son support en aluminium qui repose sur les butées micrométriques motorisées.
3. La structure en aluminium (cadre et colonnes et base) qui supporte la tête AFM par l'intermédiaire des butées micrométriques motorisées qui établissent la position verticale de la pointe par rapport à l'échantillon.
4. La platine manuelle d'exploration et la platine piézoélectrique supportent l'échantillon et assurent le balayage de l'échantillon.

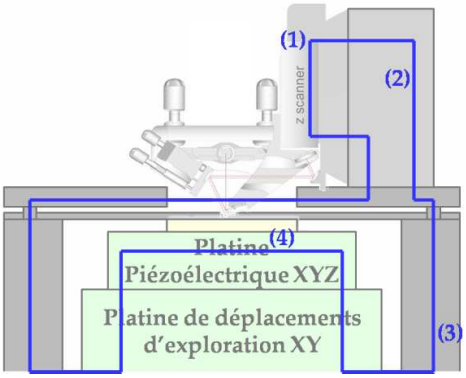


Figure 2-4 : La chaîne structurelle de l'AFM - Elle débute au niveau de la platine Z (1) et passe par le corps de la tête AFM (2). Elle redescend ensuite au travers du cadre en aluminium et des colonnes qui supportent l'AFM (3) et convergent vers le centre de l'instrument – au travers les platines de translation XY (4).

2.2.2. La chaîne métrologique

Définition

La chaîne métrologique est une notion primordiale pour tout développement en mécanique de précision. Elle est définie à la fois par le mesurande et par les moyens de mesures mis en œuvre pour le caractériser. Elle permet de définir une référence – métrologique – pour l'instrument et regroupe l'ensemble des éléments qui assurent cette fonction. Elle représente le chemin virtuel et/ou physique qu'emprunte l'information issue du résultat de mesurage au travers tous les solides, les liaisons mécaniques, les capteurs, les actionneurs et autres composants optiques, électroniques ou informatiques qui composent l'instrument.

Par conséquent, toute perturbation qui modifie la chaîne métrologique génère une erreur de mesure et dégrade le résultat de mesurage. Ces perturbations peuvent provenir du mesurande lui-même (dilatation, instabilité…), des moyens de mesure (dilatation thermique, efforts parasites, défaut d'étalonnage…), des méthodes de mesure (traitement des données, erreurs de mesure liées au caractéristiques de l'instrument, aux placement des capteurs…), de l'environnement dans lequel la mesure est réalisée (variation de température, d'humidité, de pression, vibrations mécaniques, acoustiques…) ou encore de l'opérateur lui-même [2]. Dans le cadre particulier de la conception d'un AFM et si aucune précaution n'est mise en œuvre lors de la conception, il n'est pas rare que l'amplitude de ces perturbations soit du même ordre de grandeur – sinon supérieures – aux dimensions typiques des motifs mesurés. On comprend donc toute l'importance de préserver la chaîne métrologique de toutes ces sources de perturbations et de la rendre la plus invariante possible dans le temps (au moins durant la durée d'un mesurage). D'un point de vue métrologique, la maîtrise de l'invariance de la chaîne métrologique permet de réduire les incertitudes de mesures de l'instrument.

La première référence d'une chaîne métrologique remonte à 1883 sur le comparateur universel de Rogers-Bond qui permettait de comparer les différents étalons du mètre de l'époque [117]. Depuis les exemples sont nombreux de machines de précision – à toutes les échelles, aussi bien nano [30] que micro [117], [106], [47] ou plus – possédant une chaîne métrologique identifiée et optimisée.

Illustration sur l'AFM

On peut définir la chaîne métrologique d'un AFM comme l'ensemble des éléments qui permettent de mesurer la topographie de l'échantillon. Elle est obtenue en mesurant la position relative de l'échantillon par rapport à l'extrémité de la pointe. Sur l'AFM du LNE, on distingue trois chaînes métrologiques différentes qui concourent à cet objectif :

a. Celle qui permet de mesurer les déflexions du levier : elle est composée du levier et de la pointe AFM, du levier optique, ainsi que de la surface de l'échantillon située

directement en interaction sous la pointe. Elle se referme au travers du cadre et des colonnes de l'AFM.

b. La chaîne métrologique qui mesure les positions de l'échantillon dans le plan XY, composée principalement des capteurs capacitifs intégrés dans la platine XY.

c. La chaîne métrologique qui mesure la position verticale de la platine Z et qu'on associe au déplacement vertical de la pointe AFM. Elle est composée d'un capteur capacitif situé dans la platine de translation piézoélectrique située dans le nez de l'AFM.

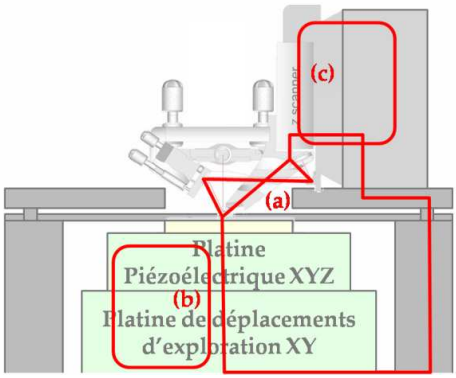


Figure 2-5 : Les trois chaînes métrologiques de l'AFM du LNE qui permettent de mesurer la position de la pointe AFM par rapport à l'échantillon.

Analyse de la chaîne métrologique de l'AFM

La chaîne métrologique de cet AFM présente une erreur de mesurande qui est couramment répandue sur les AFMs commerciaux. En effet, les capteurs de positions qui sont mis en œuvre dans les chaînes *b)* et *c)* ne mesurent pas la position de la pointe AFM, relativement à celle de l'échantillon, mais plutôt la position des parties mobiles des platines de translation piézoélectriques par rapport à leurs cadres fixes. Par conséquent, ce montage génère une erreur sur la mesure de la position réelle de la pointe AFM qui dépend des caractéristiques mécaniques des éléments de la chaîne métrologique. Pour que cette erreur soit nulle, l'approximation est faite que les déplacements de la platine Z et de la platine XY sont identiques respectivement à ceux de la pointe AFM et de l'échantillon. Cette approximation implique par exemple que la distance entre la pointe AFM et la platine de translation piézoélectrique Z soit invariante, ce qui n'est pas juste à l'échelle du nanomètre compte tenu par exemple des effets de dilatation thermique. Par conséquent, du point de vue métrologique, le placement de ces capteurs ne permet pas d'assurer la mesure de la position de la pointe AFM par rapport à l'échantillon de façon rigoureuse : il engendrera sûrement une dérive importante des mesures et par conséquent des niveaux d'incertitude dégradés.

Ces trois chaînes métrologiques distinctes permettent, ensembles, de reconstruire la topographie de l'échantillon. La mesure des dimensions latérales est extraite de l'image AFM à partir des mesures de la position horizontale de l'échantillon par rapport à la pointe. Sur l'AFM présenté ici, cette mesure est réalisée au niveau des capteurs capacitifs

de la platine de translation piézoélectrique. Elle prend en compte des approximations d'invariance des éléments mécaniques situés entre l'échantillon et les capteurs capacitifs d'une part, et de justesse pour ces derniers d'autre part. On note par la suite cette dimension latérale $\{XY\}_{Echantillon}$ car elle est obtenue, sous ces hypothèses, à partir des positions latérales d'un autre mesurande que la pointe AFM.

La mesure des dimensions verticales est, de façon semblable, extraite de l'image AFM à partir des mesures de position du capteur capacitif placé au niveau de la platine de translation piézoélectrique verticale. De même, sous certaines hypothèses d'invariance et de justesse, on identifie le mesurande du capteur capacitif – à savoir la position de la partie mobile de la platine de translation verticale par rapport à son cadre fixe – au mesurande qu'on souhaite réellement mesurer – la position verticale de la pointe AFM par rapport à l'échantillon. Cette dimension verticale de l'échantillon est par la suite notée $\{Z\}_{Tête\ AFM}$.

Ce système met ainsi en place deux systèmes de mesure indépendants – physiquement et fonctionnellement : la mesure de la position verticale de la tête AFM (la chaîne métrologique *c)*) et la mesure des positions latérales de la platine qui déplace l'échantillon sous la pointe (la chaîne métrologique *b)*). En l'état, ces deux systèmes de référence ne peuvent pas mesurer la topographie de l'échantillon car il ne fait pas partie des deux chaînes métrologiques. En revanche, la chaîne métrologique *a)* permet de faire la continuité entre ces deux systèmes de référence. Physiquement, la chaîne métrologique *a)* permet de faire le lien entre la partie supérieure – la tête AFM – et la partie inférieure – la platine de translation XY. Fonctionnellement, elle permet aussi, en maintenant constantes les interactions pointe-surface mesurées par le levier optique de l'AFM, de déduire des positions relatives de la pointe par rapport à l'échantillon une information de type topographique.

Ainsi les mesures de la position de la tête AFM d'une part et celle de la platine porte échantillon d'autre part permettent dans le cadre d'un système d'interactions constantes entre la pointe et la surface de mesurer la topographie $\{XYZ\}_{Topo}$ de l'échantillon. On peut donc écrire :

Équation 2-1
$$\{XYZ\}_{Topo} \equiv [\ \{XY\}_{Echantillon} + \{Z\}_{Tête\ AFM}\ ]_{\substack{Interactions\ Pointe \\ Surface\ constantes}}$$

Finalement, du point de vue de la mesure de topographie, on peut évaluer la chaîne métrologique de l'AFM comme l'ensemble des éléments suivants :

1. La pointe AFM avec son levier.
2. Le système de détection optique des oscillations de la pointe, comprenant notamment la diode laser, les miroirs de renvoi et la photodiode quatre quadrants (au travers de sa liaison mécanique avec le reste de la tête AFM mais aussi par son étalonnage.)
3. La platine de translation verticale de la tête AFM.

4. La structure en aluminium (le cadre, les colonnes et la base) qui supporte l'AFM et qui participe à établir la position verticale de la pointe par rapport à l'échantillon.
5. La platine manuelle d'exploration et la platine piézoélectrique qui permet de réaliser le balayage de l'échantillon.
6. Le porte échantillon posé sur la platine piézoélectrique ferme cette chaîne métrologique.

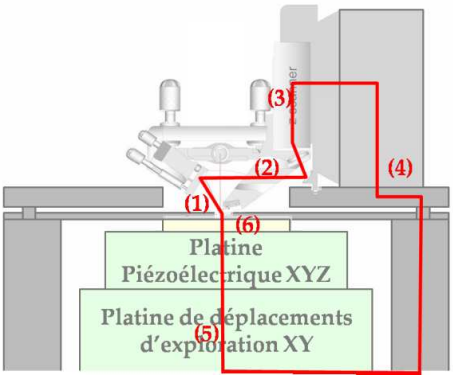


Figure 2-6 : La chaîne métrologique de l'AFM lors de la mesure de topographie - Elle débute par la pointe AFM (1) et passe par le système de détection optique (2) puis par la platine Z et son capteur capacitif (3). Elle redescend ensuite par le cadre en aluminium et les colonnes qui supportent l'AFM (4) et convergent vers le centre de l'instrument – au travers des platines de translation XY (5) ainsi qu'au travers du support échantillon (6) et l'échantillon lui-même pour se fermer sur la pointe AFM.

Il apparait ainsi que les dimensions de la la chaîne métrologique de cet AFM sont d'environ 10 cm. Elle est composée principalement d'aluminium. Elle est donc très sensible à de nombreuses sources de perturbations (dilatations thermiques, vibrations…) Nous verrons dans les paragraphes suivants comment optimiser cette chaîne en la raccourcissant le plus possible et en la rendant moins sensible aux variations climatiques (par exemple).

2.2.3. La structure métrologique dissociée

Définition

Afin de réduire les erreurs, il est souhaitable de dissocier la chaîne métrologique d'un instrument de sa chaîne structurelle. Dans le meilleur des cas, cette séparation est matérielle : l'ensemble des éléments qui composent la chaîne métrologique est disjoint de celui qui regroupe les composants de la chaîne structurelle. Cependant, dans la mesure où cette séparation n'est pas toujours possible, une dissociation plus informelle peut être entreprise afin, par exemple, de compenser les erreurs liées aux déformations de la chaîne métrologique par couplage avec la chaîne structurelle à l'aide d'un modèle mathématique [117].

Les exemples de dissociation de la chaîne métrologique sont nombreux dans le domaine des machines à mesurer tridimensionnelles (CMM : Coordinate Measuring Machine) et

des machines-outils. Cette méthodologie de conception des machines de précision est introduite en 1993 au LNE par Monsieur Jean-Marie David [31] et de nombreux autres instruments seront développés suivant ce concept dans les années qui suivent avec notamment le plateau angulaire [80], une table croisée nanométrique à grands déplacements [73] ou encore le projet de la balance du watt [128].

Intérêt de la structure métrologique dissociée

L'objectif de la structure métrologique dissociée est de spécifier chacun des ensembles précédents dans une fonction particulière et unique : les éléments de la chaîne métrologique ne participent qu'à la propagation de l'information afin de fournir le résultat de mesurage tandis que les éléments de la chaîne structurelle ne servent qu'à mettre en position la pointe AFM par rapport à l'échantillon.

La raison principale de séparer les chaînes métrologiques et structurelles d'un instrument est d'augmenter sa précision et sa répétabilité. Cependant, l'intérêt est multiple, d'un point de vue économique mais aussi pratique. En effet, la séparation des deux chaînes permet de séparer les problèmes et les solutions apportées pour chaque sous-ensemble. La réduction du nombre de paramètres à prendre en compte pour assurer les fonctions de la chaîne métrologique ou de la chaîne structurelle permet de mieux définir les problèmes et d'y apporter des solutions souvent plus simples. L'interaction entre celles-ci se limite alors quasiment aux seules liaisons mécaniques.

D'un point de vue économique, cette solution aboutit au développement de deux sous-ensembles généralement plus simples (à performances égales) puisqu'indépendants. Elle permet donc de réduire les coûts d'usinage et l'utilisation de matériaux coûteux et difficilement usinables (Invar, Zérodur) à la seule chaîne métrologique, généralement beaucoup moins grande et moins complexe que la chaîne structurelle. Par ailleurs, le pilotage d'un tel ensemble est lui aussi *a priori* simplifié car l'instrument est intrinsèquement moins sensible aux perturbations de l'environnement, de l'opérateur… et il y a donc moins de corrections à apporter, donc moins de développement informatique – coûteux en temps et en moyens – à produire.

Illustration sur l'AFM

Tel que nous l'avons présenté, les chaînes métrologiques et structurelles de l'AFM ne sont pas dissociées. Comme on peut le voir sur la figure ci-dessous, la disposition des capteurs de position (en rouge) impose à la chaîne métrologique (en rouge) de passer par les mêmes éléments mécaniques que la chaîne structurelle (en bleu).

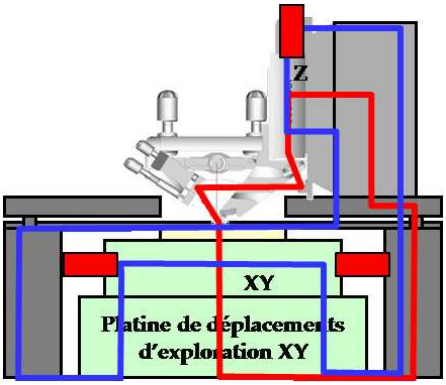


Figure 2-7 : Chaîne métrologique (en rouge) et structurelle (en bleu) de l'AFM. Les deux chaînes ne sont pas dissociées car les capteurs de position (en rouge) sont intégrés aux platines de translation : les mêmes éléments mécaniques partagent les deux fonctions.

Dans ce cas, la topographie de l'échantillon mesuré est limitée par la répétabilité du système de déplacement. Toute déformation ou erreur de guidage sur les platines de translation est interprétée au niveau de la chaîne métrologique – et donc au niveau de la pointe AFM – comme une information (fausse) de mesure. C'est une erreur qui est liée à la superposition des chaînes structurelle et métrologique.

La dissociation des chaînes structurelle et métrologique permet de définir une référence – métrologique – par rapport à laquelle les déplacements sont mesurés. Il est ainsi préférable que cette structure de référence soit unique. Par conséquent, plutôt que de placer les capteurs de position sur deux étages de translation distincts, il est préférable de les placer tous sur une unique structure porteuse dont la seule fonction sera de garantir l'invariance de leurs positions dans l'espace. Elle permettra de définir le repère géométrique à partir duquel seront déduites les informations de topographie. Cette structure porteuse matérialise la chaîne métrologique.

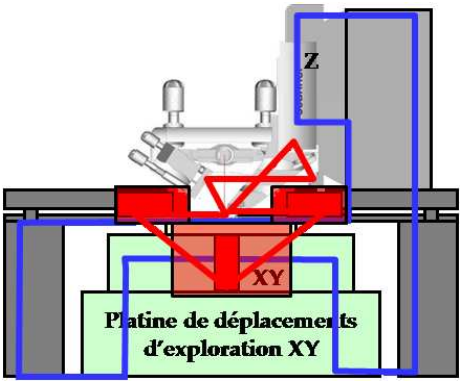


Figure 2-8 : L'ajout d'une structure de référence qui supporte l'ensemble des capteurs de position permet d'initier la dissociation des chaînes métrologiques et structurelles sur l'AFM.

Cette évolution marque le début de la séparation des deux chaînes mais reste cependant limitée. En effet, comme la chaîne métrologique est suspendue à la chaîne structurelle, elle en partage une partie des éléments mécaniques et la dissociation n'est donc pas complète. Par conséquent, si la chaîne structurelle se déforme sous l'effet d'efforts extérieurs ou du

déplacement de l'échantillon, alors cette déformation peut être transmise à la chaîne métrologique. La condition d'invariance de la référence métrologique n'étant plus satisfaite, les capteurs de position mesurent un déplacement artificiel qui est lié à la modification du repère construit et qui se propage comme une erreur sur la topographie de l'échantillon. Par conséquent, l'évolution suivante consiste à disposer d'un montage mécanique qui permette d'empêcher toute transmission des efforts depuis la chaîne structurelle vers la chaîne métrologique. La solution retenue est celle d'un posage isostatique (voir le paragraphe 2.2.5) de la chaîne métrologique sur la chaîne structurelle.

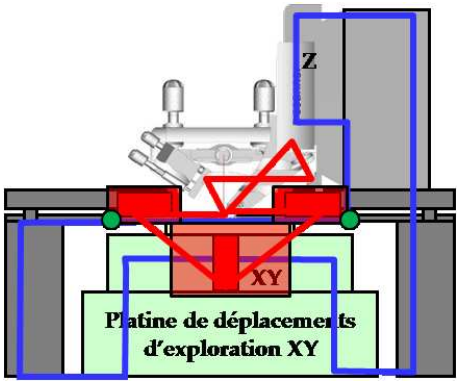


Figure 2-9 : Le posage isostatique (en vert) de la chaîne métrologique sur la chaîne structurelle permet de les découpler (par une liaison trait-point-plan). La chaîne structurelle ne transmet plus d'efforts parasites à la chaîne métrologique.

Désormais, la chaîne métrologique ne subit plus les efforts parasites provenant de la chaîne structurelle qui pouvaient la déformer : la structure de référence métrologique définit un repère géométrique invariant et la position délivrée par les capteurs permet de différencier les erreurs liées aux platines de translation de la topographie de l'échantillon.

2.2.4. Le principe d'Abbe

Ernst Abbe et son mesureur

Le principe d'Abbe est sans aucun doute le plus connu et le plus important des concepts de métrologie utilisés dans la conception de machines à mesurer. Il porte le nom de celui qui l'a conceptualisé en 1890 [1] – M. Ernst Abbe – au travers un instrument qui illustre ce principe.

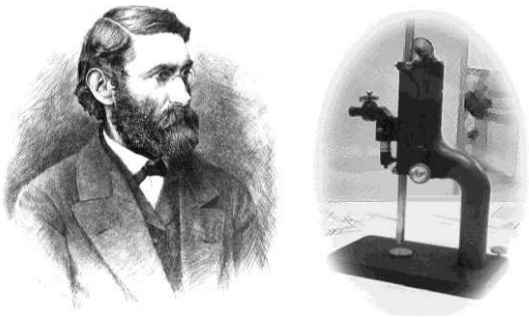


Figure 2-10 : A gauche : Ernst Abbe (1840 - 1905), astronome, opticien, physicien et professeur à l'université d'Iéna (à partir de 1870). A droite, le mesureur d'Abbe qu'il met au point en 1890.

Le mesureur d'Abbe a été développé pour mesurer les dimensions des lentilles utilisées pour la construction des microscopes et afin de les apparier pour réaliser des objectifs complexes (c'est-à-dire composés de plus de deux lentilles à l'époque). Il permet de mesurer les épaisseurs d'éléments que l'on introduit entre une enclume et une touche de mesure liée à une règle graduée. La lecture de la cote se fait à l'aide d'un microscope monté sur un interpolateur.

Le principe d'Abbe

Le principe d'Abbe prédit l'erreur de sinus qui apparaît lorsque l'étalon de mesure (une règle graduée par exemple) n'est pas placé dans le prolongement de la cote à mesurer mais séparé d'une distance dénommée *Offset d'Abbe*. En 1890, Ernst Abbe formula son principe de la sorte [47], [1] :

L'instrument de mesure doit être conçu de façon à ce que la distance à mesurer soit alignée avec les graduations de la règle qui sert de référence. … Si on considérait que l'axe du mesurande et celui de la règle graduée n'était pas identiques mais séparés d'une certaine distance, alors … la longueur devant être lue ne serait identique à celle mesurée de la sorte que dans le cas où le système de translation … produirait un mouvement strictement parallèle, sans rotations. Si le système de translation produit une rotation entre son état initial et son état final, alors la lecture de la règle donne un résultat différent de la mesure vraie.

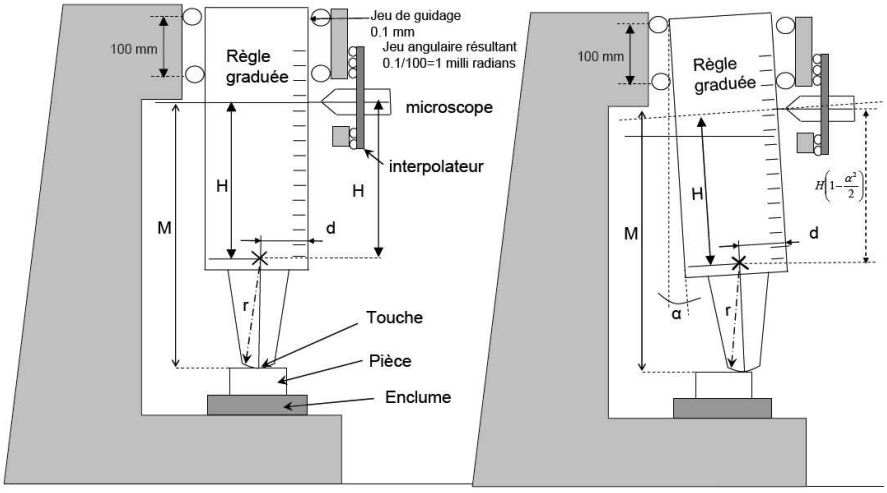


Figure 2-11 : Illustration de l'erreur d'Abbe sur un mesureur d'épaisseur qui ne respecte pas le principe d'Abbe [74].

Cet instrument a pour fonction de mesurer l'épaisseur d'éléments introduits entre une enclume et une touche de mesure liée à une règle graduée lue avec un microscope. La mesure d'épaisseur est obtenue par la différence entre deux lectures faites : la première avec la touche posée sur l'enclume, la seconde en interposant la pièce posée sur l'enclume. L'erreur d'Abbe dépend de la distance d entre la côte lue – sur la règle graduée – et la côte mesurée – par la touche – d'une part et de l'inclinaison de la colonne α à cause du jeu dans les éléments de guidage par exemple. Dans ce cas, elle vaut $d \times \sin \alpha$.

Ce principe a par la suite été modifié par Bryan James en 1979 [57] afin de prendre en considération les moyens modernes de (i) guidage mécanique permettant de réduire les rotations du système de translation ou de (ii) mesurer les rotations du système de guidage durant la translation et de compenser l'erreur en sinus :

Le système de mesure des déplacements devrait être aligné avec le point fonctionnel dont le déplacement doit être mesuré. Si ce n'est pas possible, les éléments de guidage qui participent au déplacement ne doivent pas produire de rotations ou ces rotations doivent être utilisées pour calculer les conséquences de l'offset [sur le résultat de mesurage].

Le principe d'Abbe est fondamental pour la conception de machine à mesurer de précision car il définit une règle incontournable quant au positionnement des capteurs. Il s'agit d'une contrainte forte lors de la conception de l'instrument car l'ensemble des composants à intégrer aboutit souvent à un encombrement réduit dans lequel il est difficile de rajouter par la suite les capteurs.

Illustration sur l'AFM : l'erreur d'Abbe

Sur un AFM, ce principe se traduit par l'exigence d'aligner les capteurs de position avec l'extrémité de la pointe qui est en interaction avec l'échantillon. Tout écart à cette configuration idéale génère une erreur. Or il est aujourd'hui impossible de placer un capteur de position au niveau de l'extrémité de la pointe. Par ailleurs, l'encombrement disponible pour mesurer la position verticale de la pointe de l'AFM est très réduit. Au dessus de celle-ci, le levier optique et le microscope optique empêchent de placer un capteur dans l'axe. En dessous de la pointe AFM, l'échantillon en contact empêche lui aussi toutes possibilité d'intégration de capteurs. Il n'est donc pas facile dans ces conditions de placer un capteur de position à la verticale de la pointe AFM.

Sur l'AFM développé au LNE, le non respect du principe d'Abbe est imposé par l'utilisation d'une tête AFM et d'une platine de translation piézoélectrique commerciales. Le non respect du principe d'Abbe génère une erreur – l'erreur d'Abbe – qui est linéaire pour des petits angles avec l'offset d'Abbe d et la rotation parasite α – non désirée – des éléments mécaniques (le nez de l'AFM ou une platine de translation par exemple) situés entre le capteur de position et la cote à mesurer.

Équation 2-2
$$\varepsilon_{Abbe} = d \times \tan\alpha \approx d \times \alpha$$

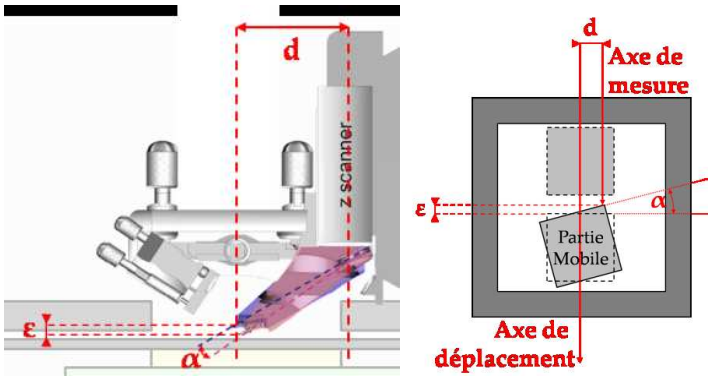


Figure 2-12 : Conséquences du non respect du principe d'Abbe sur l'AFM. A gauche, l'erreur d'Abbe suivant l'axe Z : si le nez de l'AFM subit une rotation parasite, alors la pointe AFM se retrouve à une position différente de celle "vue" par le capteur capacitif de la platine de translation verticale. A droite, l'erreur d'Abbe dans le plan horizontal : si la platine de translation piézoélectrique qui déplace l'échantillon subit une rotation parasite, alors le capteur capacitif ne mesure pas la position réelle de l'échantillon.

Pour la platine de translation piézoélectrique qui déplace l'échantillon sur 100 µm suivant les axes X et Y, les rotations parasites ont été mesurées à l'aide d'une lunette autocollimatrice. On a pu vérifier ainsi que sur l'ensemble de la course, les défauts de guidage pouvaient atteindre plus de 20 µrad sur certains axes.

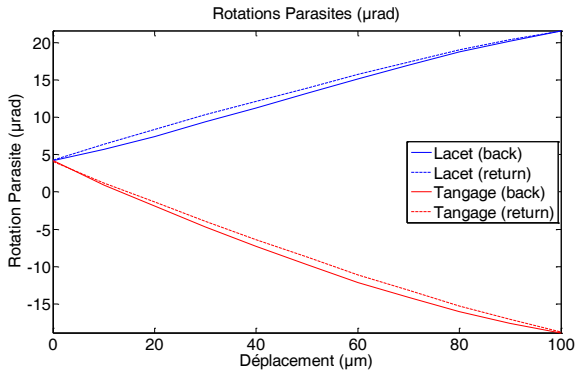


Figure 2-13 : Rotations parasites de la platine de translation qui déplace l'échantillon de l'AFM. Suivant l'axe X, on a mesuré un lacet et un tangage respectivement égaux à 21.5 µrad et 18.5 µrad pour l'ensemble de la course (100 µm)

Le tableau présenté ci-dessous résume les défauts de guidage mesurés sur la platine utilisée ; les spécifications commerciales sont rappelées entre parenthèses.

Axe de Translation	Rotation Rx (µrad)	Rotation Ry (µrad)	Rotation Rz (µrad)
Tx	9.9 (3.0)	11.3 (11.6)	17.0 (8.0)
Ty	10.8 (17.0)	1.7 (3.2)	23.5 (2.7)
Tz	3.6 (2.2)	4.9 (2.5)	2.1 (1.5)

Tableau 2-1 : Performances de guidage de la platine de translation utilisée sur l'AFM. Comparatif entre les données expérimentales et les données constructeur (sources : PI)

Si on considère que le capteur capacitif est situé à 1 mm de l'axe idéal pour lequel le principe d'Abbe est respecté, alors ces rotations parasites donnent lieu à une erreur d'Abbe de l'ordre de 23.5 nm dans le cas de la rotation Rz pour une translation Ty. Le respect du principe d'Abbe est donc primordial dans l'objectif pour la maîtrise des incertitudes de mesure d'un AFM et nous verrons dans les chapitres suivants les choix que nous avons fait sur le mAFM pour réduire les erreurs d'Abbe.

Le principe d'Abbe reconstitué

On peut contourner la difficulté du placement des capteurs imposé par le principe d'Abbe de plusieurs façons. L'une d'entre elle consiste à réaliser un montage qui reconstitue par pondération d'au moins deux capteurs de position disposés de façon symétrique autour de l'axe sur lequel se trouve la pointe AFM la valeur qui serait obtenue par un capteur placé dans la configuration d'Abbe.

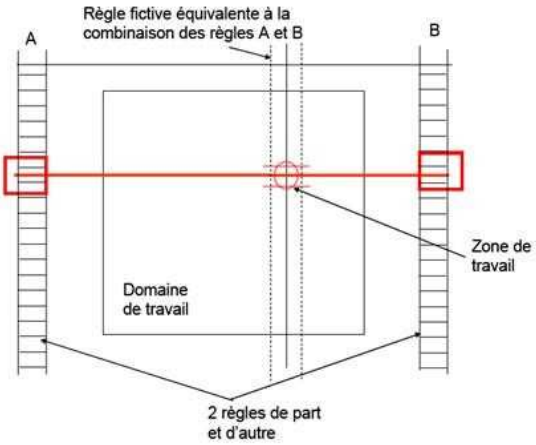


Figure 2-14 : Illustration du principe d'Abbe reconstitué

Cette variation du principe d'Abbe, formulée en 1979 par B. James [57] est connue sous le nom de Principe d'Abbe reconstitué. Elle a été mise en œuvre par exemple sur le développement d'une tête AFM métrologique spécialement conçue pour l'étude des interactions pointe-surface par le NPL et la PTB [137] et pour laquelle la mesure de la position verticale de la pointe par rapport à l'échantillon est mesurée à l'aide d'un interféromètre différentiel double passage réparti de façon symétrique autour de la pointe AFM.

L'inconvénient de cette reconstitution est avant tout financier : deux capteurs sont nécessaires pour reconstruire une mesure exempte de l'erreur d'Abbe. Cependant, en fonction des erreurs et des incertitudes de mesure tolérées, ce surcoût peut permettre de réduire les niveaux de qualité exigés sur le système de guidage en translation. Par ailleurs, la redondance de la mesure par deux capteurs permet d'en vérifier la cohérence et augmente la fiabilité de la chaîne de mesure.

2.2.5. Le posage isostatique

Le but du posage isostatique est de définir la position d'une pièce par rapport à une autre en contrôlant exactement ses six degrés de liberté. Il s'agit de façon théorique à une mise en position unique et répétable pour laquelle chaque degré de liberté de la pièce à positionner est associé – et contraint – à une surface de la pièce porteuse. La pièce à positionner est en contact avec celle qui la porte au travers exactement six points de contact [126].

Les deux posages isostatiques les plus répandus sont le montage de Kelvin « trait-point-plan » (Figure 2-15 - a) et le montage en trois « V » (Figure 2-15 - b)

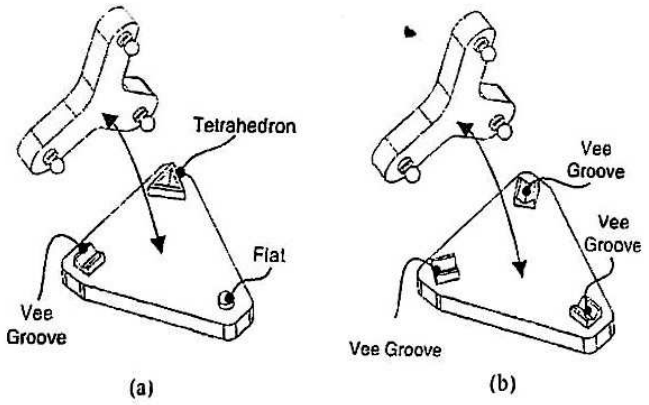


Figure 2-15 : Exemples de posage isostatiques - le posage trait-point-plan de Kelvin (a) et le posage en trois "V" (b) [126].

Le posage isostatique de Kelvin établit six points de contacts entre trois billes rattachées à un premier solide et (i) un plan qui définit un point de contact avec la bille et qui donc contraint un degré de liberté, (ii) un « V » qui définit deux points de contacts et (iii) un tétraèdre qui définit trois points de contact avec la bille. Le posage isostatique à trois « V » répartis à 120° a été introduit par J.C. Maxwell en 1876 [36] et permet de contraindre les six degrés de liberté d'un solide au travers un triplet de deux points de contacts entre une bille et un « V ». Il existe de nombreuses variations de ces posages dans la littérature, [117], [47], ainsi que des études de conception et d'optimisation [126], [46], [120].

L'avantage du posage isostatique, exploité sur l'AFM pris ici comme exemple mais aussi sur l'AFM métrologique qui sera présenté dans les chapitres suivants, est de découpler les deux solides. En effet, dans le cas où un solide A est posé de façon isostatique sur un solide B, alors les six degrés de liberté du solide A sont contraints. Donc un effort provenant du solide B et passant par un des points de contact – c'est-à-dire une des liaisons – est transmis au solide A sous la forme d'un mouvement résultant d'une combinaison des six degrés de liberté disponibles. En revanche, si le solide A est contraint de façon hyperstatique, c'est à dire qu'au moins un degré de liberté est contraint plus d'une fois, alors l'une au moins des liaisons est redondante. Donc, si un effort est transmis au solide A par le biais d'une des liaisons, alors A ne peut pas produire le mouvement

correspondant puisque ce dernier est toujours contraint par la liaison redondante. Le solide A subit donc une déformation.

2.2.6. Gestion des problèmes thermiques sur l'instrument

Introduction – les sources de chaleur

Les effets thermiques sur les machines de précisions – machines à mesurer (CMM : Coordinate Measuring Machine) et machines-outils – représentent l'une des sources principales d'imprécision [20]. Les sources de perturbations thermiques sont nombreuses et leurs effets sont difficiles à modéliser. Pour illustrer cette problématique, Bryan propose le diagramme suivant [20] :

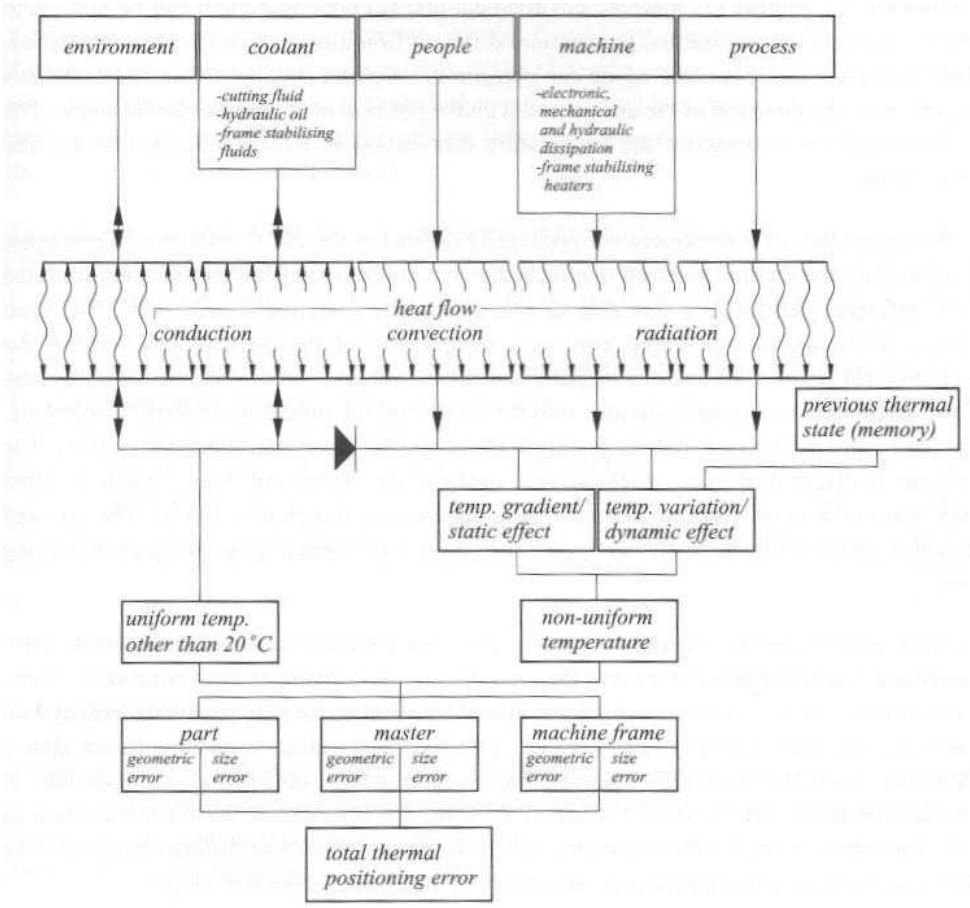


Figure 2-16 : Diagramme des effets thermiques qui affectent une machine de précision

Le diagramme précédent met en avant six sources de perturbations thermiques possibles :

- Le réchauffement (flèche descendante) ou le refroidissement (flèche ascendante) de l'instrument par l'environnement qui l'entoure. Pour illustrer cet effet, la Figure 2-17 présente l'impact de cycles jour-nuit sur la mesure de position par interférométrie différentielle sur l'AFM métrologique. Une mesure simultanée de quatre interféromètres différentiels – numérotées I1m à I4m – entre deux miroirs fixes montre une correspondance directe avec les variations de températures

mesurées le long des chemins optiques parcourus par les bras de chaque interféromètre – et notées T1 à T4. Les alternances successives du jour et de la nuit créent à l'intérieur de la salle d'expérience – et à l'intérieur de l'instrument – des variations de température de l'ordre de 0.025 °C et qui engendrent une oscillation périodique sur la mesure optique dont l'amplitude atteint environ 3 nm toutes les 24 heures.

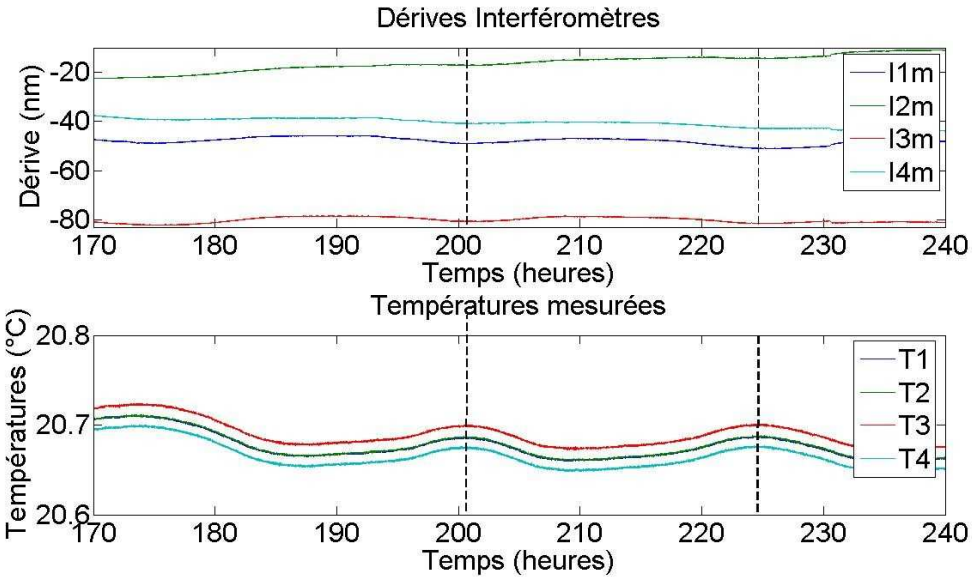


Figure 2-17 : Impact des cycles jour-nuit sur la mesure interférométrique de la position de la pointe par rapport à la surface de l'échantillon

- Le réchauffement ou le refroidissement de l'instrument par la climatisation. La Figure 2-18 illustre l'impact de la climatisation sur une mesure de topographie réalisée à l'aide de l'AFM présenté dans le paragraphe 2.1. La durée d'acquisition est de l'ordre de 80 minutes. On observe sur l'image des oscillations dont la période est de 20 minutes, en phase avec le déclenchement de la climatisation dans la salle de mesure. Ces variations de températures, de l'ordre du centième de degré, entrainent une dilatation de la chaîne métrologique (10 cm) qui est ensuite perçue sur l'image comme une variation artificielle de la topographie apparente. L'amplitude de ces oscillations atteint dans ce cas 20 nm.

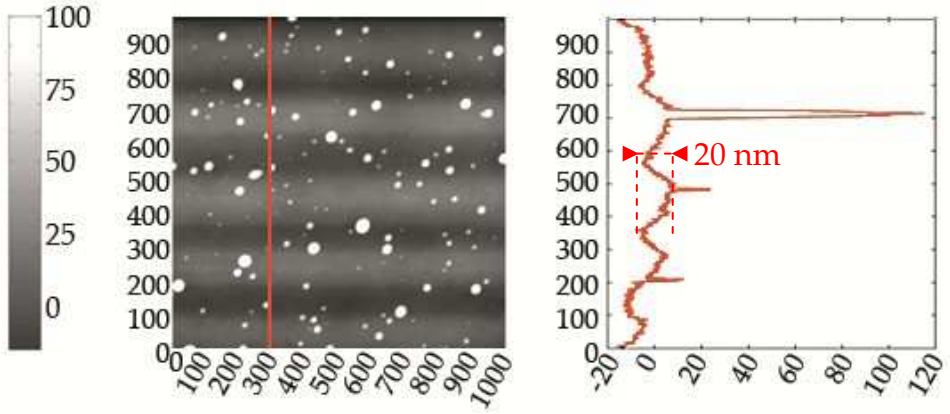


Figure 2-18 : Impact des cycles de brassage de l'air dans la salle propre sur la mesure de topographie par AFM. Image 1µm x 1µm

- Le réchauffement de l'instrument par émission de chaleur de la part des opérateurs situés à proximité de l'instrument : un adulte représente une source de l'ordre de 100 W qui impacte l'instrument par radiation [127] si aucune protection n'est mise en œuvre.
- Le réchauffement de l'instrument lié aux électroniques et aux capteurs embarqués qui dégagent de la chaleur. La Figure 2-19 illustre ce phénomène par la mesure de la température – notée T1 à T4 – au niveau des bras de chaque interféromètre – notés I1m à I4m – lors de l'allumage des sources laser à t=0. On constate qu'après un temps de montée de l'ordre de plusieurs dizaines d'heures, la température au niveau des bras de chaque interféromètre se stabilise. L'élévation de température liée à la mise en route des interféromètres est de 0.7°C.

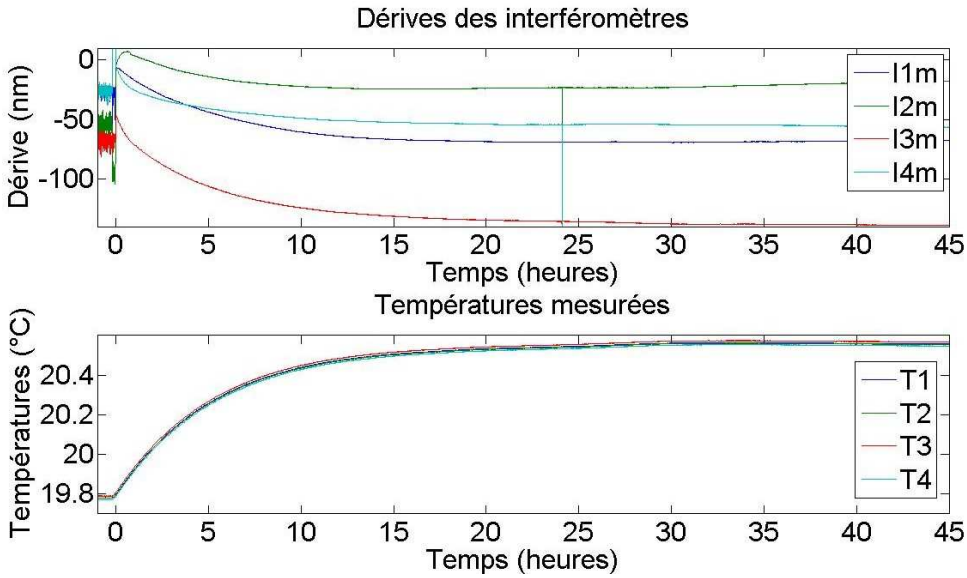


Figure 2-19 : Augmentation de la température lors de l'allumage des interféromètres sur l'AFM métrologique

- Le réchauffement de l'instrument lié à son utilisation et à son fonctionnement propre. Par exemple, dans le cas des machines-outils, l'opération de fraisage entraîne un échauffement de l'outil de coupe et de l'instrument. Pour un AFM, le

balayage de la pointe sur la surface de l'échantillon ne provoque pas d'échauffement sensible au niveau de l'instrument.

- La dernière source d'effets thermiques sur un instrument provient d'un effet mémoire lié à un état thermique précédent.

Trois mécanismes de transfert de la chaleur par conduction, convection et radiation conduisent à des distributions de températures locales et variables sur tout l'instrument – en surface comme en profondeur. Les deux premières sources – liées à l'environnement et au système de climatisation – peuvent réchauffer ou refroidir la température du système par rapport à une température de référence fixée à 20°C. Ce sont les seules sources qui peuvent être partiellement contrôlées afin d'obtenir une température homogène sur tout l'instrument. Les autres sources de température sont exclusivement perturbatrices et tendent à créer une distribution inhomogène des températures sur l'instrument.

L'erreur globale associée à ces effets thermiques est décomposée en trois sous-ensemble : (i) la sensibilité thermique de la pièce – ou l'échantillon dans le cas d'un AFM, (ii) celle de la chaîne structurelle de l'instrument et (iii) la sensibilité thermique de la chaîne métrologique, notés respectivement *part*, *machine frame* et *master* sur la Figure 2-16.

Les effets de dilatation

Les variations de température induisent des déformations qui sont souvent non négligeables. Considérons un barreau de métal de longueur L, de hauteur H et de coefficient de dilatation thermique α. On distingue deux types de déformations :

- La dilatation homothétique qui correspond à un mode de déformation causé par une variation homogène de la température au sein du barreau métallique.

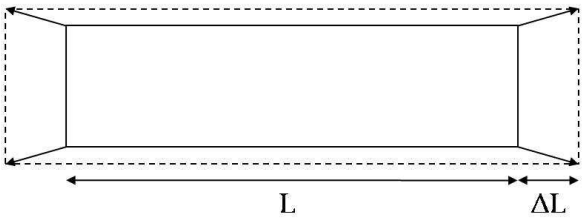


Figure 2-20 : Dilatation homothétique d'un barreau de métal soumis à une variation uniforme de la température du milieu qui l'entoure.

Dans ce cas, l'allongement ΔL du barreau de métal pour une variation homogène de la température ΔT du milieu qui l'entoure s'écrit :

Équation 2-3
$$\Delta L = L \times \alpha \times \Delta T$$

Pour un barreau en Aluminium ($\alpha = 23\ \mu m/m/°C$), de longueur $L = 1cm$, une variation de température d'un degré entraîne une dilatation de $\Delta L = 230\ nm$.

- Contrairement aux dilatations homothétiques, la déformation d'un barreau métallique par flexion est causée par un gradient de température entre les deux faces d'un barreau métallique. Ce gradient de température établit une distribution

inhomogène de la température dans le barreau qui aboutit à une dilatation anisotrope du barreau.

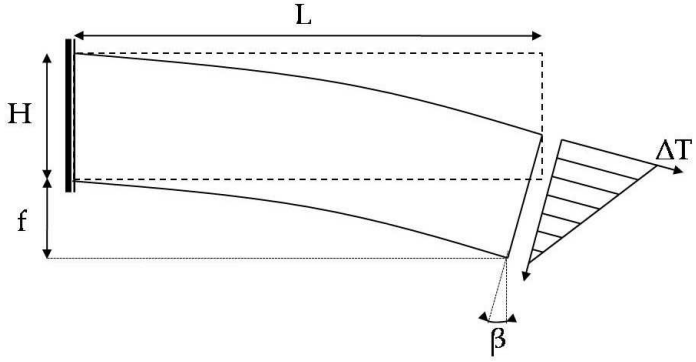


Figure 2-21 : Un gradient de température entre les deux faces d'un barreau métallique provoque une déformation par flexion.

La Figure 2-21 illustre la déformation par flexion que provoque un gradient de température ΔT sur un barreau métallique. L'angle de flexion circulaire est donné en première approximation par :

Équation 2-4
$$\beta = \frac{\alpha \times \Delta T \times L}{H}$$

Et la hauteur de la flèche par :

Équation 2-5
$$f = \frac{\beta \times L}{2} = \frac{\alpha \times \Delta T \times L^2}{2H}$$

Pour un barreau en Aluminium de longueur $L = 50\ cm$, d'épaisseur $H = 5\ cm$ et un gradient de température $\Delta T = 0.1\ °C$, l'angle de flexion circulaire est de $\beta = 5.8\ \mu rad$ et la flèche correspondante est $f = 5.6\ \mu m$.

La plupart de ces effets thermiques évoluent au cours du temps : un effet transitoire apparaît – généralement associé à une distribution inhomogène de la température dans les matériaux – avant d'atteindre un état stable pour lequel les distributions des températures n'évoluent plus. La gestion des effets liés aux états permanents est la plus simple dans la conception d'instruments car ils sont associés principalement à des effets de dilatations homothétiques qui sont plus facilement prédictibles que les autres. En revanche, lors des états transitoires, les mécanismes de transfert de chaleur sont plus complexes et associés généralement à des déformations en flexion qui sont difficilement modélisables.

Dans tous les cas, les déformations engendrées par les perturbations thermiques ne dépendent pas seulement de l'amplitude des variations de température, mais aussi de la fréquence à laquelle ces variations se produisent. En fonction de celles-ci, des propriétés mécaniques des matériaux utilisés (conductivité thermique par exemple) et des dimensions des pièces, les perturbations thermiques impactent plus ou moins fortement certains sous-ensemble d'un instrument. Chaque pièce peut ainsi être caractérisée par un temps de réponse qui définit une fréquence de résonance thermique au delà de laquelle une variation de température ne l'impacte plus.

Ces perturbations thermiques mènent ainsi à des déformations dont les amplitudes peuvent facilement être supérieures de plusieurs ordres de grandeur aux résolutions et aux incertitudes de mesure recherchées pour le microscope à force atomique. Il est donc indispensable de les prendre en compte à chaque étape de la conception de l'AFM métrologique et de mettre en place une stratégie pour en limiter les effets sur l'instrument et plus particulièrement sur la mesure.

Mise en pratique

Généralement, la stratégie de réduction des effets thermiques sur l'instrument peut se définir en trois étapes. La première consiste à supprimer, réduire ou contrôler les sources de chaleur. La seconde consiste à réduire la sensibilité de l'instrument à ces perturbations. Enfin, la troisième étape consiste à concevoir l'instrument selon une géométrie particulière qui, en fonction des sources de chaleur résiduelles et de la sensibilité de l'instrument, permet de réduire l'impact de celles-ci sur l'instrument.

Réduire et minimiser les sources de chaleur sur l'instrument

Minimiser et réduire les sources de chaleur sur et autour de l'instrument est probablement le moyen le plus efficace d'améliorer le comportement de celui-ci face aux perturbations thermiques et contribuent à le rendre plus prédictible [106]. Ainsi il est recommandé :

(i) D'éliminer les sources de chaleur sur l'instrument qui ne sont pas utiles, de façon à réduire leur nombre au strict minimum.

(ii) Si possible, de réduire la puissance dissipée des sources qui ne peuvent pas être éliminées afin de réduire leur impact sur l'instrument. Pour des actionneurs par exemple, il est intéressant de réduire la charge appliquée afin de limiter la puissance dissipée durant le fonctionnement. Un système de contrepoids permet notamment d'y parvenir [106], [132].

(iii) D'éloigner les sources de chaleurs résiduelles (électroniques de commande, système de pilotage, PC…) de façon à limiter leur impact sur l'instrument. Dans le cas idéal, on les déportera dans une pièce voisine et adjacente à celle où se trouve l'instrument. Lorsqu'une telle mesure n'est pas réalisable, comme par exemple pour les sources laser des interféromètres par exemple, on essaiera quand même de les éloigner le plus possible de la zone de mesure (elles sont sous le massif en béton).

(iv) De contrôler la température – et d'une façon plus générale, les paramètres climatiques (température, pression, humidité…) – de la salle dans laquelle se trouve l'instrument. Cette solution permet de mettre à température à la fois l'ensemble de l'instrument mais aussi l'échantillon mesuré - qui participe aussi à l'erreur globale associée aux effets thermiques (voir la Figure 2-16) que l'instrument fonctionne ou non.

(v) De protéger tout ou partie de l'instrument à l'aide d'écrans, de caissons passifs ou actifs. Un simple caisson en Aluminium d'une dizaine de millimètres d'épaisseur

constitue un filtre passe bas efficace pour atténuer les variations rapides de température. Il isole efficacement l'instrument et évite son réchauffement par radiation des manipulateurs ou des électroniques situées à proximité. Un caisson actif – à circulation d'eau (ou un autre fluide) régulée – permet d'améliorer les échanges thermiques entre l'instrument et le caisson et filtre d'avantage les variations de température du milieu extérieur [25].

Réduire la sensibilité de l'instrument aux variations de température

Dans le cas où la chaîne métrologique est dissociée de la chaîne structurelle, le problème de la sensibilité de l'instrument aux perturbations thermique peut se réduire à la sensibilité de la chaîne métrologique.

Comme nous l'avons vu dans le paragraphe précédent, les perturbations thermiques se traduisent sur les pièces par des effets de dilatations qui sont proportionnels aux dimensions et aux propriétés mécaniques des matériaux utilisés. Par conséquent, deux axes de développement peuvent être entrepris afin de réduire la sensibilité de la chaîne métrologique à des perturbations thermiques :

(i) Réduire les dimensions des pièces mécaniques qui composent la chaîne métrologique afin de limiter les effets des perturbations thermiques. Par ailleurs, l'utilisation de matériaux à faible coefficient de dilatation thermique (voir (ii)) étant généralement plus couteux et plus difficiles à usiner, la réduction des dimensions des pièces qui composent la chaîne métrologique permet de maîtriser les coûts de fabrication.

(ii) Afin de réduire les effets de dilatation homothétique et ceux de dilatation par flexion, les matériaux utilisés pour matérialiser la chaîne métrologique doivent avoir, dans la mesure du possible[6], un faible coefficient de dilatation thermique (α) et un coefficient de conductivité thermique (λ) élevé. Le rapport α/λ doit être le plus petit possible. Par ailleurs, la diffusivité thermique, définie par le rapport $\lambda/(\rho C_p)$, traduit la capacité d'un matériau à diffuser un point chaud de façon à transformer un gradient de température en une répartition homogène. Le tableau présenté ci-dessous regroupe certaines propriétés mécaniques qui peuvent aider à faire ce choix pour des matériaux couramment utilisés [117].

[6] Nous verrons dans le chapitre suivant que les recommandations développées ici du point de vue des problèmes thermiques sont différentes de celles développées au regard des besoins de rigidité de la chaîne métrologique ; *in fine*, un compromis entre les différents points de vue doit être à trouver.

	α (µm/m/°C)	λ (W/m/°C)	ρ (kg/m³)·10³	c_p (J/kg/°C)	α/λ (µm/W)	$\lambda/(\rho \cdot c_p)$ (mm²/s)
Al_2O_3	6.9 - 7	27 – 29	3.7 – 3.9	880	0.24	8.4
AlN	4.6	140 – 180	3.3	800	0.026 – 0.033	53 – 68
Si_3N_4	3 – 3.2	10 – 35	2.5 – 3.2	680	0.09 – 0.3	6 – 16
SiC	4 – 4.1	110 – 180	3.1 – 3.2	630	0.023 – 0.036	55 – 90
B_4C	5	45	2.5	**950**	0.11	20
ZrO_2	8 - 10	2	5.7 – 6.2	420	4 - 5	0.8
Steel	12	55	7.85	460	0.22	15
Steel (N129)	16	15	7.9	500	1.1	3.8
Steel (N219)	10	25	7.7	460	0.4	7
Invar	0.8	11	8	515	0.07	2.7
Super Invar	0.1	11	8	515	0.009	2.7
Al (T633)	23	165	2.7	896	0.14	68
Copper	17.1	**355**	8.9	415	0.05	96
Copper (Bery.)	16.7	118	8.3	420	0.14	34
Granite	5 – 9	1.8 – 3.5	2.6 – 2.8	800	2.6 – 2.8	0.8 – 1.6
Zérodur	**< 0.01 – 0.05**	1.64	2.5	820	**0.006 – 0.03**	0.8
Silica	0.48	1.38	**2.2**	741	0.35	0.8

Tableau 2-2 : Propriétés mécaniques et thermiques des principaux matériaux utilisés pour la construction d'instruments – α est le coefficient de dilatation thermique, λ le coefficient de conductivité thermique, ρ est la densité et c_p la capacité thermique massique [117].

On constate ainsi que ces deux critères mènent à des choix contradictoires : si des matériaux comme l'Invar ou le Zérodur sont particulièrement intéressants du point de vue des coefficients de dilatation thermique, ils diffusent cependant très mal la chaleur et ils sont donc sensibles à des effets de flexion. Cependant, le critère du coefficient de dilatation thermique est ici préféré car l'hypothèse est faite d'un environnement stable et homogène autour de la chaîne métrologique grâce à la mise en œuvre d'un système de protection (voir le paragraphe précédent).

Réduire l'impact des perturbations résiduelles – le centre thermique

Même si toutes les recommandations précédentes ont été appliquées, un instrument ne peut jamais être totalement passif du point de vue thermique. Il faut alors définir une conception particulière qui permettra de réduire l'impact des sources de perturbations thermiques résiduelles sur celui-ci, et plus particulièrement sur la mesure qu'il réalise.

Comme un instrument est généralement composé d'un grand nombre de pièces dont les dimensions et les matériaux sont différents, les constantes de temps liées à la propagation de la chaleur correspondantes ne sont pas homogènes. Par conséquent, les temps de réponse sont variables entre les pièces, même pour une sollicitation isotrope. Les effets liés aux perturbations thermiques sont très complexes (des sollicitations isotropes ayant souvent des effets anisotropes sur l'instrument) et ne sont pas détaillés ici. L'objectif de la démarche de conception présentée ici consiste à réduire la sensibilité de l'instrument pour un type simplifié de variations de la température. C'est une approximation modeste mais réaliste si on met en œuvre un certain nombre de choix pour « favoriser » ce types de sollicitations et rendre négligeables les autres formes de perturbations.

Pour un instrument dont le fonctionnement dissipe des quantités négligeables de chaleur – ce qui est vrai pour l'AFM métrologique – alors on peut raisonnablement associer les effets liés aux distributions inhomogènes de la température à des états transitoires. Sous certaines conditions d'utilisation et de contrôle de l'environnement autour de l'instrument, ils correspondent alors à des délais de mise à température qui n'ont lieu qu'à l'allumage de l'instrument. Les gradients de température sont fort durant la période d'allumage. Une fois le temps de montée atteint, les gradients se dissipent, se réduisent et se stabilisent.

D'une façon plus générale, en mettant tout en œuvre pour ne pas faire apparaître de gradients thermiques d'une part et pour favoriser l'établissement de variations homogènes de température d'autre part, on peut simplifier le problème des perturbations thermiques et ne considérer que les effets liés aux variations homogènes de la température.

Sur les bases de cette hypothèse environnementale, les particularités des effets de dilatation homothétique peuvent être exploitées. En effet, dans le cas d'un barreau métallique semblable à celui présenté sur la Figure 2-20 et soumis à une variation homogène de la température, le centre du barreau ne subit pas l'effet de la dilatation alors que tout le barreau en a subi l'effet : sa position est invariante et correspond au centre thermique du barreau métallique. D'une façon plus générale, on définit le centre thermique d'un instrument comme le barycentre de toutes les sources de chaleur qui l'impactent, pondérées par la puissance qu'elles dissipent. Dès lors, si la pointe AFM coïncide avec son centre thermique, alors les effets de dilatation au niveau de celle-ci sont minimaux.

Dans le cas de l'AFM métrologique, une façon efficace de parvenir à ce résultat consiste à symétriser autant que possible les sources de chaleurs (actionneurs, capteurs) autour de la pointe AFM. Cette disposition permet en outre de limiter l'apparition de gradients de température dans les différents matériaux durant le balayage et favorise la production d'un milieu homogène en température. Pour compléter cette disposition, il est préférable que l'ensemble des pièces qui mettent en position ces différents éléments conservent les mêmes axes de symétrie de façon à ce que la propagation des flux de chaleur – par conduction principalement – s'établissent aussi de façon symétrique autour du centre thermique afin de limiter l'amplitude des déformations au niveau de la pointe AFM.

Tous les principes évoqués dans les paragraphes précédents ont pour objectif commun de rendre l'instrument moins sensible aux perturbations thermiques. Une compensation de ces effets de dilatation ou de flexion peut aussi être appliquée sur la chaîne métrologique à l'aide de modèles thermiques. Dans ce cas, la température des éléments qui composent la chaîne métrologique doit être mesurée afin d'alimenter les modèles établis. Cependant, ces derniers sont souvent très complexes et imprécis car il est très difficile de modéliser complètement le comportement thermique d'une chaîne métrologique (très grand nombre de degrés de liberté – résultant du nombre de pièces et de leur complexité – problème des conditions aux limites, problème de l'échantillonnage des mesures de température…) [106].

2.3. Recommandations pour la conception du mAFM

Les principes et notions présentés dans les paragraphes précédents ont été à la base des raisonnements exposés dans les chapitres suivants. L'AFM métrologique que nous présentons est issu en premier lieu de l'identification des chaînes métrologiques et structurelles d'un AFM et aussi de l'application de la façon la plus rigoureuse du principe d'Abbe. Par ailleurs, l'AFM que nous avons décrit a permis de mettre en avant certains problèmes de conception et certaines sources d'erreurs pour la mesure par AFM. On peut déjà en déduire certains des principaux axes de développement pour l'AFM métrologique :

(i) Respecter le principe d'Abbe de la façon la plus stricte possible.

(ii) Dissocier la chaîne structurelle et la chaîne métrologique afin de préserver cette dernière de toutes déformations.

(iii) L'utilisation d'un posage isostatique permet lorsque cela est nécessaire, d'isoler un sous-ensemble mécanique d'un autre.

(iv) Réduire et minimiser les sources de chaleurs autours de l'AFM métrologique.

(v) Réduire la sensibilité de la chaîne métrologique aux effets thermiques :

- Minimiser les dimensions de la chaîne métrologique.
- Utiliser des matériaux à faibles coefficient de dilatation pour la chaîne métrologique.

(vi) Réduire l'impact des perturbations résiduelles :

- Faire coïncider la pointe avec le centre thermique de l'AFM métrologique.
- Symétriser les sources de chaleur autour de la pointe de façon à favoriser les effets de dilatations homothétique.
- Protéger la chaîne métrologique afin de produire un environnement stable autour de celle-ci qui favorisera des distributions homogènes de la

température et limitera les déformations en flexion liées à des gradients de température.

- Eventuellement, compenser les effets de température sur la mesure à l'aide d'une modélisation des déformations de l'instrument.

(vii) Protéger la chaîne métrologique.

(viii) Disposer l'instrument dans une salle avec une climatisation performante.

Deuxième Partie

Conception de l'AFM métrologique

3 Discussions sur le design à adopter : application des concepts 57

3.1.Avant propos : de l'AFM métrologique idéal à une réalisation nécessairement dégradée.....57

3.2.Architecture générale de l'AFM métrologique et répartition des degrés de liberté 58

3.3.Les capteurs de position 59

3.4.La chaîne métrologique associée aux interféromètres.....81

4 Description de l'AFM métrologique 89

4.1.Le berceau de l'AFM métrologique.....89

4.2.Le porte échantillon.....98

4.3.La tête AFM provisoire 101

4.4.L'électronique de commande 103

4.5.Quelques photos du mAFM dans la salle propre.....108

5 L'étage de translation de l'AFM métrologique 109
5.1.Introduction 109
5.2.Le guidage en translation XY – la platine à pantographes 114
5.3.Le guidage en translation Z – la platine Z 131
5.4.Actionnement de l'étage de translation..... 145
5.5.Conclusion : assemblage de l'étage de translation de l'AFM métrologique.... 155

CHAPITRE

3

DISCUSSIONS SUR LE DESIGN A ADOPTER : APPLICATION DES CONCEPTS

Ce chapitre détaille, illustre et justifie les choix de conception de la chaîne métrologique du mAFM. Ils s'orientent suivant quatre axes : (i) le choix d'un capteur de déplacement adapté aux besoins spécifiques de la métrologie dimensionnelle par AFM ; (ii) la minimisation de l'erreur d'Abbe ; (iii) l'optimisation des mesures optiques réalisées dans l'air en appliquant les principes de gestion des effets thermiques qui ont été présentés dans le chapitre 2 et (iv) l'optimisation de la chaîne métrologique en termes de stabilité thermique et mécanique.

3.1. Avant propos : de l'AFM métrologique idéal à une réalisation nécessairement dégradée

On pourrait définir l'AFM métrologique idéal par une sonde miniaturisée à l'extrême : un atome en lévitation au dessus de la surface et repéré par des capteurs de position étalonnés et focalisés sur celui-ci. De cette façon, la zone d'interaction entre la sonde et l'échantillon et l'incertitude associée à la mesure de la position de la sonde par rapport à l'échantillon sont minimales.

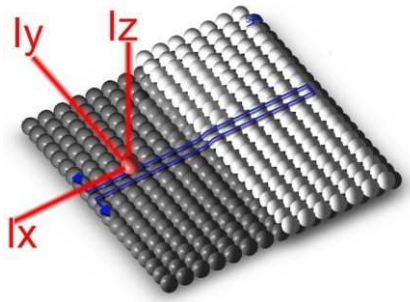


Figure 3-1 : Vue schématique de l'AFM métrologique idéal : la pointe est miniaturisée à l'extrême pour n'être plus qu'un atome asservi en position dans le champ de force de la surface de l'échantillon à

imager. Les mesures des positions XYZ sont réalisées à l'aide de trois capteurs étalonnés (Ix, Iy et Iz) qui mesurent la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon.

Aujourd'hui, il n'est pas possible de réaliser techniquement un tel instrument. D'une part, les pointes les plus fines qui sont construites ont une forme pyramidale et un apex de rayon non nul (dans le meilleur des cas, quelques nanomètres) qui disperse la zone d'interaction. D'autre part, les capteurs utilisés pour mesurer la position de la pointe AFM ne permettent pas de mesurer rigoureusement la position de son apex par rapport à l'échantillon. Dans le meilleur des cas, ils mesurent la position relative du support de la pointe par rapport au support de l'échantillon.

De cette incapacité à mesurer exactement la position du point précis qui sonde la topographie de l'échantillon, apparaissent des sources d'incertitudes qui dégradent le résultat de mesurage. Les choix de conception que nous avons fait sur l'AFM métrologique et que nous présentons ici visent à minimiser les erreurs (multiples) introduites par l'éloignement des capteurs par rapport à cette configuration idéale.

3.2. Architecture générale de l'AFM métrologique et répartition des degrés de liberté

Sur un AFM, le mouvement relatif de la pointe par rapport à l'échantillon peut être produit au niveau de la tête AFM et/ou au niveau de l'échantillon. Au maximum, six degrés de libertés (trois translations et trois rotations) doivent être contrôlés pour assurer pleinement le mouvement relatif de la pointe par rapport à l'échantillon. Sans tenir compte du type de degré de liberté, il existe sept façons de les répartir entre la tête AFM et l'échantillon ; elles sont regroupées dans le tableau ci-dessous.

	Configurations						
	Type 1	**Type 2**	**Type 3**	**Type 4**	**Type 5**	**Type 6**	**Type 7**
ddl associés à la tête AFM	0	1	2	3	4	5	6
ddl associés à l'échantillon	6	5	4	3	2	1	0

Tableau 3-1 : Combinaisons possibles pour répartir les degrés de liberté entre la tête AFM et l'échantillon

Les configurations mixtes (types 2 à 6) présentent *a priori* peu d'intérêt dans notre cas car elles nécessitent de développer la fonction de déplacement sur deux organes distincts (la tête AFM et le porte-échantillon). D'un point de vue fonctionnel, il est préférable de concentrer tous les degrés de liberté sur l'un des organes (tête AFM mobile ou porte échantillon mobile). Ainsi la séparation des fonctions permet de dissocier les problèmes de

conception et de spécialiser chaque élément dans un nombre réduit de fonctions qu'il assurera avec une meilleure efficacité : c'est la clef de la structure métrologique dissociée !

La configuration de type 7 produit tous les déplacements au niveau de la tête AFM tandis que l'échantillon reste immobile en dessous de la pointe. L'avantage principal de cette configuration est de présenter des performances dynamiques indépendantes de l'échantillon (taille, masse, volume…). C'est une solution très répandue sur les AFMs commerciaux. En revanche, elle concentre quasiment toutes les fonctions de l'AFM au niveau de la tête, ce qui en complique la conception, notamment du point de vue de l'intégration des actionneurs, du microscope optique et du système de détection des oscillations du levier.

La configuration de type 1 est celle qui a été retenue pour l'AFM métrologique. Dans cette configuration, la tête AFM est fixe et tous les déplacements sont générés sous l'échantillon. Ainsi, la tête AFM n'a plus qu'un rôle à remplir : détecter les forces d'interaction entre la pointe et l'échantillon. Elle est donc spécialisée dans une seule fonction qu'elle réalisera de façon plus optimale. De la même façon, l'échantillon est déplacé par un étage de translation dont la seule fonction est de produire les mouvements désirés (voir le chapitre suivant).

3.3. Les capteurs de position

3.3.1. Du choix du capteur

L'objectif pour les capteurs de position est de mesurer la position relative de la pointe AFM par rapport à l'échantillon. Pour ce faire, plusieurs solutions sont envisageables et le choix d'une technologie est contraint principalement par le besoin de traçabilité, ses performances et, dans une moindre mesure, par ses dimensions et l'encombrement disponible sur l'instrument. Le cahier des charges peut être défini comme :

- Une résolution inférieure au nanomètre.
- Une bande passante la plus haute possible – typiquement supérieure à 200 kHz – afin de pouvoir moyenner les mesures de position.
- Un bruit et des erreurs d'hystérésis et de non-linéarité inférieures au nanomètre.
- Une faible dérive des mesures dans le temps et pour des mesures à l'air. Une image AFM peut prendre plusieurs dizaines de minutes, voire plusieurs heures en fonction de la vitesse de balayage. Il est donc important que la dérive de la chaîne d'acquisition soit inférieure au nanomètre par heure afin de ne pas dégrader le résultat de mesurage.
- Assurer la traçabilité au mètre étalon.
- Posséder la plus faible incertitude possible pour que l'incertitude finale de l'instrument soit inférieure au nanomètre.

Les capteurs capacitifs

Les capteurs capacitifs représentent un bon choix. Ils sont utilisés par exemple sur le STM métrologique de l'IMGC [97], afin de mesurer les positions relatives de la pointe par rapport à l'échantillon. Ils mesurent la variation de capacité entre les deux armatures métalliques. Pour un capteur capacitif à armatures planes, on a :

Équation 3-1
$$C = \varepsilon_0 \varepsilon_r \frac{A}{d}$$

Où ε_0 est la permittivité du vide, ε_r la permittivité relative du milieu séparant les deux armatures, A la surface en regard des deux armatures et d la distance qui les sépare. Pour des applications de mesures de position, les capteurs capacitifs sont utilisés en variation de distance entre les armatures. Le capteur capacitif est lié au châssis de l'instrument alors que la cible métallique est portée par la partie mobile dont on désire mesurer le déplacement. Du fait de la dépendance de la mesure avec la permittivité du milieu qui sépare les deux armatures – dans notre cas de l'air – les mesures dépendent fortement de la stabilité du milieu en température et humidité.

Sur la figure ci-dessous, les dérives de deux capteurs capacitifs ont été mesurées. Ils sont fixés de façon symétrique autour d'une cible en Invar. L'ensemble du montage est en Invar et la chaîne métrologique est évaluée à quelques centimètres. De cette façon, les deux capteurs capacitifs mesurent une dérive qui dépend (i) de la dilatation de la chaîne métrologique en Invar, (ii) de la dérive propre à l'électronique des capteurs capacitifs et (iii) de la dérive des mesures liées aux variations de la permittivité de l'air qui sépare les capteurs capacitifs de la cible en Invar.

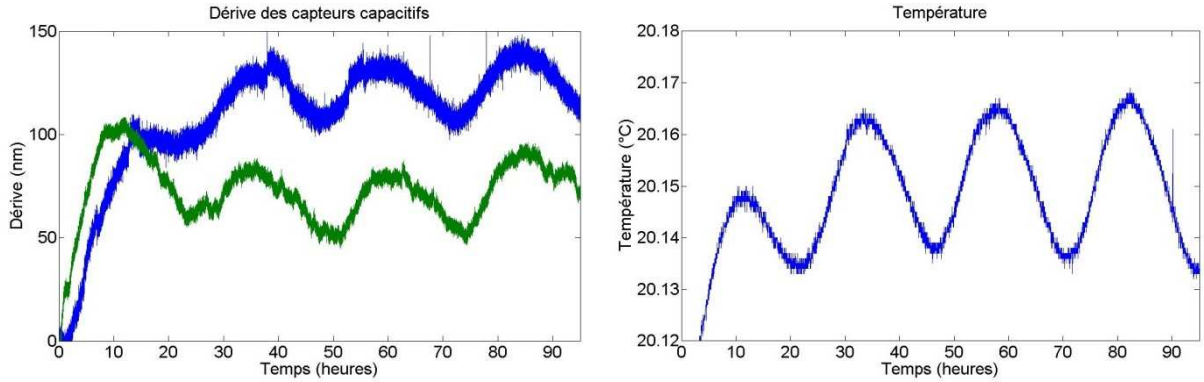


Figure 3-2 : Dérives des capteurs capacitifs. La mesure de position délivrée par deux capteurs capacitifs (à gauche) est fortement liée aux variations de température du milieu qui sépare les deux électrodes (à droite).

On constate que les mesures sont fortement dépendantes des variations de température dans la salle où cette expérience a été réalisée. On observe une dérive sinusoïdale dont la période – 24 heures – coïncide avec les cycles journaliers et dont l'amplitude atteint 40 nm. Au regard des variations de température – de l'ordre de 0.2 °C autour de la valeur d'équilibre, la dilatation de la chaîne métrologique est inférieure au nanomètre. Par conséquent, les mesures illustrées sur la Figure 3-2 correspondent principalement à la

dérive du capteur, à une dépendance aux variations de la permittivité de l'air et, dans une moindre mesure, à la dérive des électroniques de commande.

L'avantage principal du capteur capacitif est son excellente linéarité sur des distances inférieures au micromètre, contrairement à l'interféromètre par exemple. Par ailleurs, l'amplitude des dérives du capteur peut être atténuée par des solutions proches de celles mises en œuvre pour les mesures optiques (voir le paragraphe 3.3.3).

Cependant, les capteurs capacitifs ne délivrent pas des mesures traçables directement : la mesure de position à partir de l'effet capacitif entre les deux armatures nécessite un étalonnage périodique afin de relier la mesure électrique à une mesure dimensionnelle. Pour que cet étalonnage soit réalisé dans les meilleures conditions, il doit être réalisé *in situ*, à l'aide d'étalons de transfert par exemple ou à l'aide de capteurs de position étalonnés – par exemple un interféromètre. Ces étalonnages permettent d'établir une corrélation directe entre les mesures dimensionnelles traçables (l'étalon de transfert ou l'interféromètre étalonné) et les mesures électriques. Dans tous les cas, ils aboutissent à des incertitudes de mesure dégradées.

L'interférométrie

L'utilisation d'interféromètres pour mesurer la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon est la solution la plus répandue dans la littérature relative aux AFMs métrologiques (voir l'état de l'art réalisé dans le chapitre précédent). C'est aussi celle qui permet d'avoir les meilleures incertitudes. Les mesures dimensionnelles sont directement traçables au SI à condition d'étalonner la source laser correspondante en longueur d'onde.

Le principe d'un interféromètre est de mesurer le déphasage entre deux ondes issues d'une même source de lumière cohérente et qui parcourent un chemin différent. Une représentation simple, illustrée par l'interféromètre homodyne de type Michelson, est représenté sur la Figure 3-3.

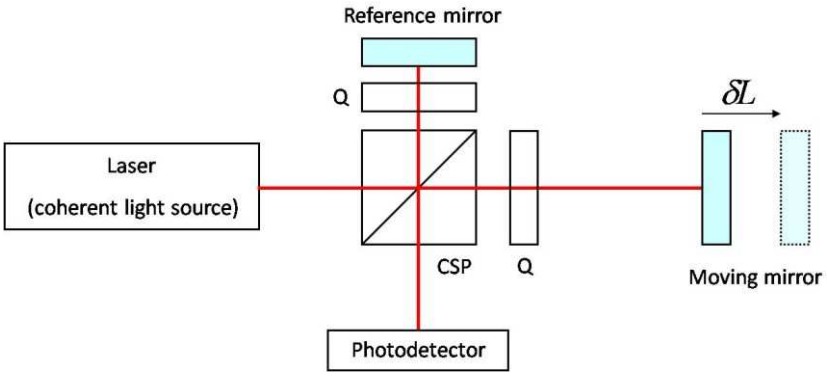


Figure 3-3 : Principe de fonctionnement d'un interféromètre de Michelson

Le faisceau incident provenant de la source Laser est divisé en deux faisceaux par un cube séparateur de polarisation (CSP). Ils ont approximativement la même amplitude et leurs polarisations sont orthogonales. Le premier faisceau est envoyé en direction d'un miroir de référence fixe. Au cours de cet aller-retour, le faisceau de référence traverse deux fois

une lame quart d'onde (Q) qui permet à la suite des deux passages de retourner l'état de polarisation par rapport à l'état initial. Lorsque le faisceau de référence arrive de nouveau sur le CSP, il est maintenant transmis et converge vers le photodétecteur. On peut écrire l'amplitude de ce faisceau réfléchi par le miroir de référence (fixe) comme :

Équation 3-2 $$S_1 = Acos(2\pi ft)$$

Où A est l'amplitude du faisceau de référence et f sa fréquence.

Le second faisceau dont la polarisation est orthogonale à celle du premier est d'abord transmis par le CSP en direction du miroir mobile dont on souhaite mesurer la position par rapport au miroir de référence. De la même façon que pour le faisceau de référence, le faisceau mobile traverse deux fois une lame quart d'onde lorsqu'il revient vers le CSP après avoir été réfléchi par le miroir mobile. A son retour, sa polarisation est donc tournée de 90° par rapport à son état initial et il est donc maintenant réfléchi par le CSP. A son retour vers le photodétecteur, l'amplitude du faisceau mobile peut s'écrire comme :

Équation 3-3 $$S_2 = Acos(2\pi ft + \varphi)$$

Où A est l'amplitude du faisceau mobile, f sa fréquence (la même que celle du faisceau de référence puisqu'ils proviennent tous les deux de la même source) et φ le déphasage introduit par la différence de chemin parcouru entre le miroir mobile et le miroir de référence. On peut exprimer ce déphasage en fonction du déplacement δL du miroir mobile, de la longueur d'onde dans le vide λ_0 de la source laser et de l'indice de réfraction n du milieu traversé :

Équation 3-4 $$\varphi = \frac{2\pi}{\lambda_0} n \times 2\delta L$$

Le faisceau de référence et le faisceau mobile sont recombinés sur un photodétecteur qui mesure une intensité qui dépend du déphasage entre les deux ondes, et donc (principalement) du déplacement du miroir mobile par rapport au miroir de référence. L'intensité I mesurée par le photodétecteur est égale à :

Équation 3-5 $$I = (S_1 + S_2)^2$$

Ce qui donne, après simplification :

Équation 3-6 $$I = 2A^2(1 + \cos\varphi)$$

L'intensité mesurée par le photodétecteur est égale à $4A$ lorsque les faisceaux de référence et mobile sont en phase (interférence constructive) ; elle est nulle lorsqu'ils sont en opposition de phase (interférence destructive). Entre ces deux situations extrêmes, un déplacement du miroir mobile modifie l'état d'interférence sur le photodétecteur, et donc l'intensité lumineuse mesurée. Pour une longueur d'onde de 633 nm, à chaque déplacement du miroir mobile de 316.5 nm correspond un cycle complet de variation de l'intensité lumineuse mesurée par le photodétecteur. Le déplacement du miroir mobile est mesuré par comptage de ces cycles et un interpolateur permet de compter dans

l'interfrange afin de parvenir à des résolutions sub-nanométriques. La connaissance de la longueur d'onde de la source laser – et son étalonnage – permet de mesurer le déplacement d'un miroir mobile par rapport à un miroir de référence de façon traçable et directe, par opposition aux capteurs capacitifs.

Conclusions

Finalement, nous choisissons d'utiliser l'interférométrie pour mesurer les positions relatives de la pointe par rapport à l'échantillon. La raison principale qui conditionne ce choix est le besoin de traçabilité et la possibilité de raccorder directement au SI les mesures dimensionnelles réalisées à l'aide d'un interféromètre dont la source laser est étalonnée. Comme l'interféromètre est le capteur qui se trouve le plus haut dans la chaîne de raccordement au mètre étalon (voir le paragraphe 1.2.1), les incertitudes de mesure associées sont les plus faibles. Le tableau ci-dessous regroupe certains éléments de comparaison entre les différentes solutions techniques possibles pour mesurer la position de la pointe par rapport à l'échantillon.

	Avantages	**Inconvénients**	**Traçabilité**	**Résolution**	**Bruit**
Boucle ouverte	Bon marché.	▪ Mauvaise répétabilité ▪ Erreurs de justesse	Aucune : Etalonnage très fréquent nécessaire	Limitée par le bruit de la commande des actionneurs	Dépend de la commande des actionneurs.
Capteurs capacitifs	▪ Bonne linéarité sur des petits déplacements. ▪ Coût.	▪ Hystérésis et non linéarité sur l'ensemble de la gamme. ▪ Sensibilité à ε_{air} ▪ Bande passante (~10 kHz)	Indirecte : Etalonnage périodique nécessaire	Inférieure au nanomètre par moyennage.	De l'ordre de 3 nm pour une gamme de 100 µm.
Interféromètres	▪ Bande passante (~2 MHz). ▪ Performances.	▪ Coût ▪ Non-linéarité sur des petites courses (<1µm) ▪ Sensibilité à n_{air}.	Directe	Inférieure au nanomètre par interpolation.	Dépend des conditions d'utilisation : inférieur au nm.

Tableau 3-2 : Tableau récapitulatif des avantages et inconvénients des différents choix possibles pour la mesure des positions relatives de la pointe par rapport à l'échantillon

3.3.2. Mise en œuvre sur l'AFM métrologique

De la nécessité d'utiliser des interféromètres différentiels

Comme nous l'avons vu précédemment, un interféromètre classique à miroir plan mesure le déplacement relatif d'un miroir mobile par rapport à un miroir de référence fixe qui, dans le cas des systèmes commerciaux disponibles, se situe généralement à l'intérieur d'une tête de mesure qui inclut l'ensemble des optiques de l'interféromètre (à l'exception du miroir mobile) [103], [114].

Dans le cas de l'AFM métrologique, c'est d'avantage le déplacement de la pointe AFM par rapport à l'échantillon que l'on souhaite mesurer. Aujourd'hui, il est impossible de faire réfléchir un faisceau laser directement par la pointe AFM. De même, il n'est pas possible d'utiliser directement l'échantillon pour faire réfléchir le faisceau laser issu de l'interféromètre. Par conséquent l'utilisation de miroirs plans associés à ces deux objets est indispensable.

La problématique consiste alors à placer ces miroirs de référence dans une configuration qui minimise à la fois l'erreur d'Abbe et qui soit aussi représentative de la position de la pointe AFM et/ou de l'échantillon.

Dans le cas de l'AFM métrologique, l'utilisation d'un tel interféromètre mène aux deux configurations suivantes (voir la Figure 3-4) : (i) placer l'interféromètre sur la platine de translation afin de mesurer la position de la pointe AFM par rapport au miroir de référence de l'interféromètre associé à l'échantillon ou (ii) placer l'interféromètre sur la tête AFM afin de mesurer la position de l'échantillon par rapport au miroir de référence de l'interféromètre lié à la pointe AFM.

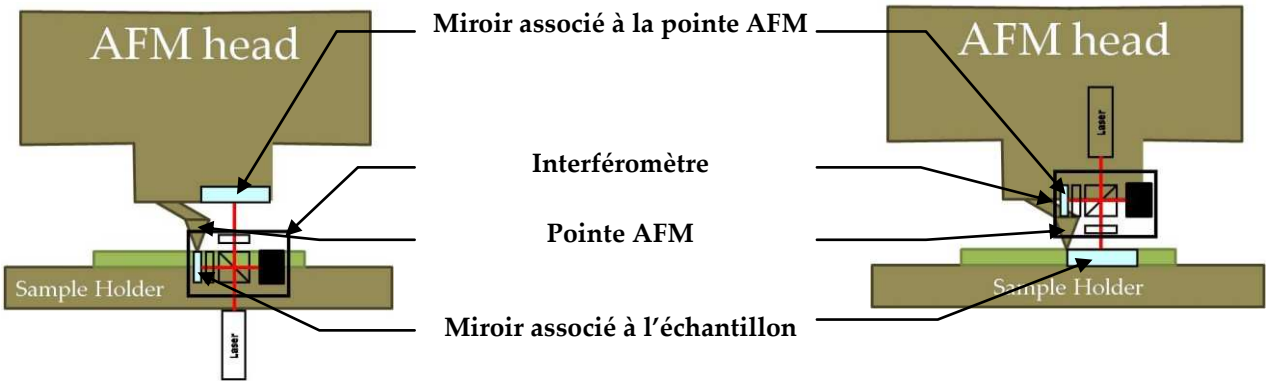
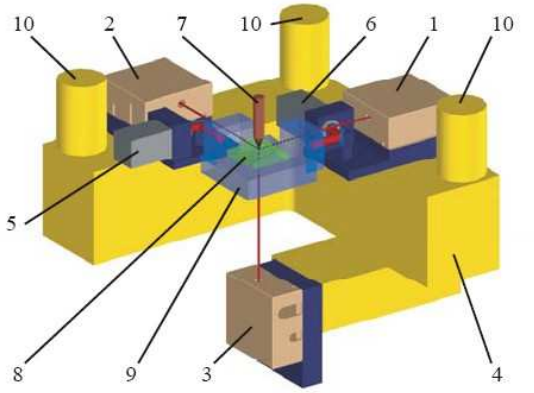


Figure 3-4 : Problème d'encombrement des interféromètres utilisés pour mesurer la position de la pointe dans une configuration respectant le principe d'Abbe. A gauche (i), l'interféromètre est associé à la platine de translation qui déplace l'échantillon sous la pointe. Le miroir de référence de l'interféromètre devrait être situé au point de contact avec la pointe. A droite (ii), l'interféromètre est associé à la tête AFM. Le miroir de référence devrait coïncider avec la pointe.

La nécessité de respecter le principe d'Abbe – en minimisant, sinon annulant, la distance qui sépare le faisceau de la pointe AFM – mène à un problème d'encombrement car le

miroir de référence (interne) de l'interféromètre doit coïncider soit avec la pointe AFM (i), soit avec l'échantillon (ii). Il y a donc une incompatibilité fonctionnelle entre d'une part la fonction AFM (pointe AFM en interaction avec l'échantillon) et d'autre part la fonction métrologique (mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon).

Dès lors une configuration possible et largement répandue dans la bibliographie consiste à fixer l'interféromètre sur le bâtit de l'instrument (voir la Figure 3-5) : dans ce cas, il mesure le déplacement relatif du miroir mobile par rapport au bâtit. Cette configuration (qui fonctionne pourtant très bien) aboutit à une erreur de mesurande : plutôt que de mesurer le déplacement relatif de la pointe par rapport à l'échantillon, c'est la position relative du miroir mobile par rapport au miroir de référence de l'interféromètre (lié à une structure porteuse) qui est mesurée. L'hypothèse est faite ensuite que le déplacement de ce miroir de référence est identique au déplacement de la pointe fixe (ou de l'échantillon fixe), ce qui n'est pas vrai à l'échelle du nanomètre.



1) x-interferometer, 2) y-interferometer, 3) z-interferometer, 4) metrology frame made of Zerodur, 5) roll and yaw angular sensor, 6) pitch and yaw angular sensor, 7) surface-sensing probe, 8) sample, 9) corner mirror, 10) fixing points for probe system

Figure 3-5 : Configuration classique pour la mesure des déplacements relatifs de la pointe AFM par rapport à l'échantillon : les interféromètres sont fixés sur une structure porteuse en Zérodur et alignés avec la pointe [29].

La chaîne métrologique est allongée : elle passe par le miroir de référence situé dans l'interféromètre et elle inclut tous les éléments mécaniques qui portent les interféromètres : tout phénomène de dilatation ou de déformation sur ceux-ci entraîne une erreur sur la mesure de position délivrée par les interféromètres. Les incertitudes de mesure associées sont ainsi dégradées.

Il est donc nécessaire d'utiliser un interféromètre dont les deux miroirs sont disponibles à l'utilisateur de façon à placer ceux-ci respectivement à proximité de la pointe AFM et de l'échantillon.

De l'intégration des interféromètres différentiels

Les avantages des interféromètres différentiels pour le contrôle et l'asservissement d'un AFM métrologique sont multiples. En associant un premier miroir à la pointe AFM et un

autre miroir à l'échantillon, il devient possible de résoudre le problème de mesurande évoqué précédemment : dans cette configuration, illustrée sur la Figure 3-6, l'interféromètre différentiel mesure bien la position relative de la pointe AFM par rapport à l'échantillon.

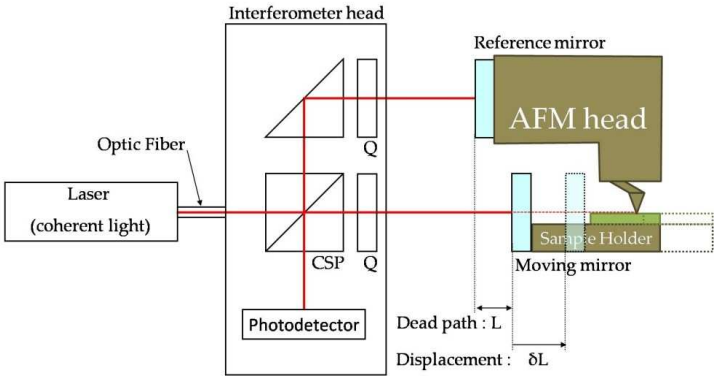


Figure 3-6 : Utilisation d'un interféromètre différentiel pour mesurer la position relative de la pointe AFM par rapport à l'échantillon

Comme nous l'avons défini dans les paragraphes précédents, la tête AFM est fixe et l'échantillon est mobile sur l'AFM métrologique. Dès lors, l'intégration d'un interféromètre différentiel est simplifiée : il suffit de placer les deux miroirs à proximité respectivement de la pointe AFM et de l'échantillon. La minimisation de cette distance permet de réduire les effets de dilatation et de déformation des éléments mécaniques compris entre la pointe AFM et le miroir de référence d'une part et l'échantillon et le miroir mobile d'autre part (en brun sur la Figure 3-6) dans le bilan d'incertitude.

Respecter le principe d'Abbe est un objectif facilement identifiable avec un interféromètre pour lequel le miroir de référence est fixé dans le boitier et seul le bras mesurant est disponible à l'utilisateur. En revanche, dans le cas d'un interféromètre différentiel où les deux bras sont disponibles à l'utilisateur, quel faisceau doit être aligné avec la pointe AFM ?

Dans le cas de l'AFM métrologique dont il est ici question, la tête AFM est fixe : la chaîne métrologique qui porte le miroir de référence associé à la pointe ne subit pas de rotations parasites – aux déformations mécaniques près. Par conséquent, un désalignement non nul de ce bras de référence par rapport à la pointe n'engendre pas ou peu d'erreur d'Abbe. C'est donc le bras associé au miroir mobile qui doit être aligné avec la pointe AFM comme illustré sur la Figure 3-6.

A noter aussi que, dans des configurations différentes (et adoptées parfois par d'autres NMIs) pour lesquelles à la fois la tête AFM et l'échantillon sont mobiles, alors le respect du principe d'Abbe est impossible à satisfaire avec un interféromètre dont la configuration optique est celle illustrée dans la Figure 3-6. En effet, dans ce cas, les deux bras de l'interféromètre devraient être alignés avec la pointe AFM, ce qui est aujourd'hui impossible à réaliser à notre connaissance. Un compromis serait à trouver afin de

minimiser les erreurs introduites par le désalignement de l'un des bras de l'interféromètre[7].

Analyse de la chaîne métrologique correspondante

La Figure 3-7 représente la chaîne métrologique associée à l'interféromètre différentiel utilisé pour mesurer la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon. Elle forme une boucle entre d'une part le CSP qui sépare les deux polarisations sur chacun des bras de l'interféromètre, se referme au niveau de la pointe AFM en passant par l'échantillon et, de l'autre côté, par le photodétecteur.

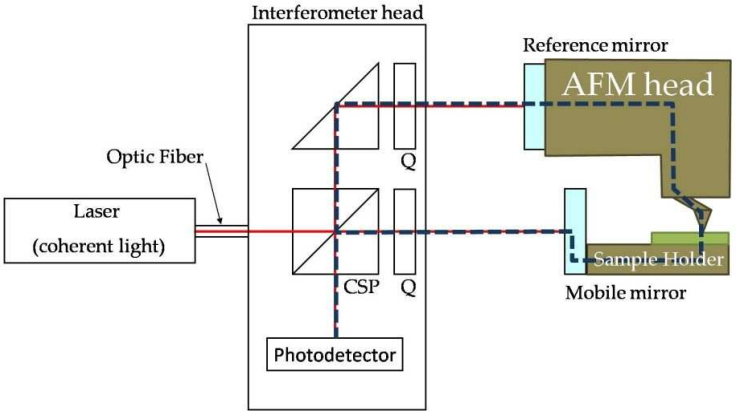


Figure 3-7 : Analyse de la chaîne métrologique (en pointillés bleu) associée à l'interféromètre différentiel

La configuration présentée sur la Figure 3-7 apporte déjà – en l'état – les avantages suivants sur la chaîne métrologique par rapport à une mesure interférométrique non différentielle :

- C'est une mesure juste qui correspond d'avantage au mesurande recherché : le déplacement relatif de la pointe (ou plus exactement du miroir associé à la tête AFM) par rapport à l'échantillon (le miroir associé à l'échantillon).
- Une analyse de la chaîne métrologique montre que la mesure délivrée par l'interféromètre différentiel n'est pas sensible à un éloignement du capteur dans la direction perpendiculaire au plan des miroirs. C'est un avantage prépondérant par rapport à la mesure interférométrique non différentielle car, en première approximation, les mesures délivrées par les interféromètres différentiels sont alors insensibles à tous les effets de dilatation homothétique des éléments mécaniques qui portent l'interféromètre. La chaîne métrologique est en partie découplée de la tête interférométrique sous certaines hypothèses de stabilité du milieu traversé. Cette approximation – qui sera vérifiée expérimentalement - permet de dissocier la chaîne métrologique de la chaîne structurelle. En revanche, un mouvement de flexion de la structure mécanique qui porte l'interféromètre – par déformation ou à

[7] Dans ce cas, il s'agit alors de minimiser le produit $Rotation\ parasite \times Offset\ Abbe$. En caractérisant les rotations parasites suivant chaque axe, on peut alors en fonction des incertitudes recherchées, déterminer un désalignement admissible pour le bras mesurant ou le bras de référence.

cause de la présence d'un gradient de température dans le matériau – engendre une erreur sur le comptage de frange. C'est la raison pour laquelle ce découplage n'est que partiel.

Les améliorations suivantes, illustrées sur la Figure 3-8, sont mises en œuvres afin de réduire la longueur de la chaîne métrologique (voir notamment le paragraphe 3.4.2) :

- En rendant coplanaires le miroir de référence associé à la tête AFM et le miroir mobile associé à l'échantillon (voir la Figure 3-8), il est possible de minimiser les erreurs de bras mort (voir l'Équation 3-13, page 74). Dans ce cas, les deux bras de l'interféromètre ont sensiblement la même longueur – aux déplacements près de l'échantillon qui sont ici négligeables (+/- 30 µm par rapport à la position coplanaire). Cette évolution permet aussi de réduire la longueur de la portion de la chaîne métrologique comprise entre les deux miroirs (en brun sur la Figure 3-8). La réduction de quelques centimètres de ces éléments mécaniques permet non seulement de faire des économies sur l'usinage de ces pièces dans des matériaux souvent onéreux, mais aussi de réduire l'amplitude des dilatations thermiques associées.
- Enfin, sous certaines hypothèses de stabilité et d'homogénéité de l'indice de réfraction de la couche d'air traversée par le bras mesurant et par le bras de référence (à l'extérieur de l'interféromètre mais aussi à l'intérieur du boitier), on peut considérer que l'indice de réfraction est, à chaque instant, identique sur les deux bras de l'interféromètre. Nous détaillerons et validerons ces hypothèses dans les prochains paragraphes. Nous verrons aussi que si ces hypothèses sont souvent partagées et admises dans la bibliographie relative au contrôle de position par interférométrie dans l'air et aux AFMs métrologiques, il est difficile d'obtenir les conditions expérimentales pour lesquelles elles sont vérifiées.

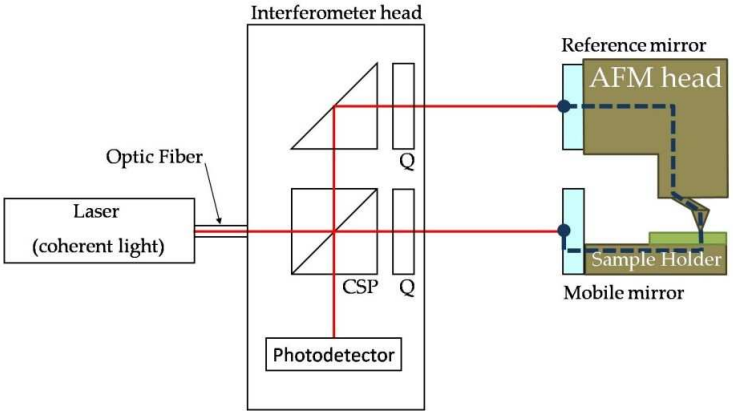


Figure 3-8 : Réduction de la chaîne métrologique associée à l'interféromètre différentiel sous les hypothèses de stabilité et d'homogénéité de l'indice de réfraction de l'air sur l'ensemble des chemins optiques parcourus par les deux bras d'une part, et celles de stabilité du montage et de l'interféromètre d'autre part.

Si les hypothèses de stabilité et d'homogénéité de l'indice de réfraction sont vérifiées, si la tête interférométrique n'engendre pas d'erreurs de mesure (par dérive interne notamment)

et si la structure mécanique qui porte cette dernière n'engendre pas de rotations ou de vibrations au niveau de la tête interférométrique, alors la chaîne métrologique associée à la mesure interférométrique différentielle ne dépend plus de la distance entre l'interféromètre et les miroirs mobiles et de référence. Elle est considérablement réduite et se limite aux éléments mécaniques qui portent le miroir de référence et la pointe AFM d'une part, et ceux qui supportent l'échantillon et le miroir mobile d'autre part. On pourra alors choisir une distance suffisante (environ 15 cm) entre l'interféromètre et les miroirs afin de réduire l'impact thermique de la tête interférométrique sur la chaîne métrologique.

Les interféromètres Renishaw

Les interféromètres choisis pour le mAFM sont les interféromètres différentiels homodynes double passage Renishaw RLD-X3-DI dont le principe optique est illustré sur la figure suivante :

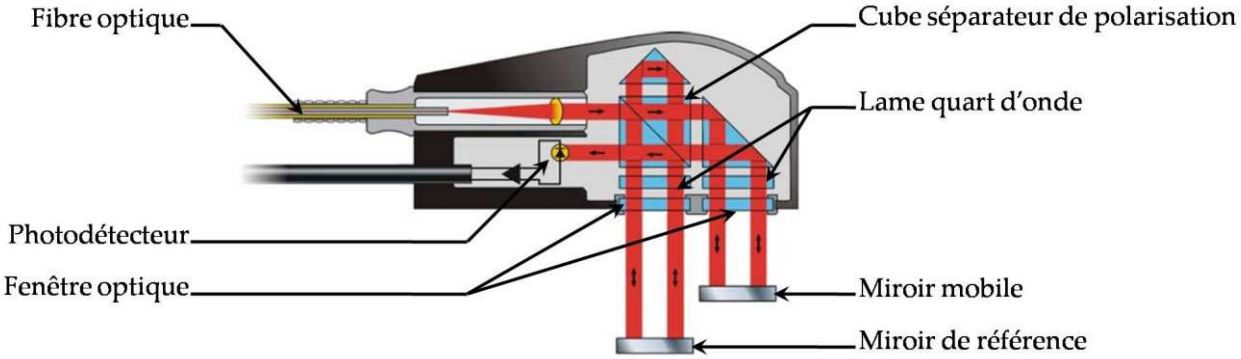


Figure 3-9 : Schéma de l'interféromètre différentiel double passage Renishaw RLD-X3-DI (sources : Renishaw)

Les raisons pour lesquelles nous avons choisi ces systèmes commerciaux sont liées principalement aux performances en termes de résolution (38.6 pm) et de bande passante (4 MHz pour une voie). Par ailleurs, ils sont compatibles avec les arguments donnés dans le chapitre précédent sur les aspects thermiques et permettent de limiter l'impact thermique sur l'AFM métrologique : la source laser – dissipatrice de chaleur – est fibrée (3 m) chaque la tête interférométrique qui est montée sur l'AFM métrologique ne dégage plus que 1W.

3.3.3. Modélisation de la mesure interférométrique

De la sensibilité des mesures interférométriques à l'indice de réfraction

Un interféromètre mesure une différence de chemin optique $S(t)$ entre le bras mesurant (BM) et le bras de référence (BR) qu'on peut définir comme (inspiré de [17]) :

Équation 3-7 $$S(t) = \int_{BM} n(\vec{r},t)dr - \int_{BR} n(\vec{r},t)dr$$

Et en posant l'hypothèse que $n(\vec{r},t)$ est homogène sur toute la longueur d'un bras, on obtient alors :

Équation 3-8 $$S(t) = n_{BM}(t) \cdot L_{BM} - n_{BR}(t) \cdot L_{BR}$$

Où $n_{BM}(t)$ et $n_{BR}(t)$ sont respectivement les valeurs moyennes de l'indice de réfraction du bras mesurant et du bras mobile, intégrées sur la distance séparant la tête interférométrique des miroirs de référence. La différence de chemin optique mesurée dépend à la fois de la distance qui sépare le cube séparateur de polarisation (CSP) des miroirs de chacun des bras et de la valeur de l'indice de réfraction du milieu traversé. La distance qui sépare le CSP des miroirs de référence varie principalement en fonction du déplacement imposé par les actionneurs sur le(s) miroir(s) mobile(s), mais aussi en fonction des différentes contraintes mécaniques ou thermiques qui agissent sur les éléments qui supportent les interféromètres et les miroirs.

L'indice de réfraction du milieu traversé dépend principalement de sa température, de sa pression et de l'humidité relative, mais aussi du temps et de l'endroit où il est mesuré. Les coefficients de sensibilité de l'indice de réfraction de l'air pour chacune des variables précédentes sont regroupés dans le tableau suivant :

	Coefficient de sensibilité (1)
Température	$\frac{\partial n(P,T,H)}{\partial T} = -9.56 \times 10^{-7} {}^{\circ}C^{-1}$
Pression	$\frac{\partial n(P,T,H)}{\partial P} = 2.68 \times 10^{-9} Pa^{-1}$
Humidité	$\frac{\partial n(P,T,H)}{\partial H} = -8.50 \times 10^{-9}$

Tableau 3-3 : Coefficients de sensibilité de l'indice de réfraction de l'air en fonction de la température, de la pression et de l'humidité.

La température et la pression sont les deux paramètres les plus influents sur la valeur calculée de l'indice de réfraction : pour un bras optique de 10 cm de longueur, une variation d'un dixième de degré de la température de l'air entraîne une dilatation de la longueur optique mesurée de 10 nm ; et une variation de 10 Pa la dilate de presque 3 nm.

Les sensibilités affichées ici mettent ainsi en avant une double nécessité : (i) contrôler l'environnement dans lequel se propagent les bras de l'interféromètre de façon à ce que les variations résiduelles en température, pression et humidité ne perturbent pas la mesure interférométrique malgré les corrections appliquée et au regard des incertitudes recherchées ; (ii) mesurer correctement ces grandeurs climatiques de façon à corriger de façon exacte la mesure interférométrique.

Du modèle classique de l'interférométrie

A partir de la connaissance – à chaque instant – de la valeur de l'indice de réfraction du milieu traversé, on peut calculer la distance réelle séparant les deux miroirs de l'interféromètre. Le modèle classique de l'interférométrie défini un comptage de franges $\Delta k(t)$ entre la valeur calculée à un instant donné $S(t)$ et la valeur initiale à laquelle le zéro de l'interféromètre a été défini $S(t_0)$:

Équation 3-9

$$\Delta k(t) = 4 \times \frac{S(t) - S(t_0)}{\lambda_0}$$

Où λ_0 est la longueur d'onde de la source laser dans le vide. Dans l'approximation usuelle qui est faite pour les mesures interférométriques, on considère que l'indice de réfraction est isotrope et que sa valeur est commune aux deux bras de l'interféromètre. On pose donc les paramètres suivants :

Équation 3-10

- $L_{BM}(t) = L_{BM}(t_0) + \Delta L_{BM}(t)$
- $L_{BR}(t) = L_{BR}(t_0) + \Delta L_{BR}(t)$
- $n_{BR}(t) = n_{BR}(t_0) + \Delta n(t)$
- $n_{BM}(t) = n_{BR}(t_0) + \Delta n(t)$

Où $L_{BM}(t)$ et $L_{BR}(t)$ sont respectivement les distances entre la tête interférométrique et le miroir mobile d'une part et le miroir de référence d'autre part. Par ailleurs, $\Delta L_{BM}(t)$ et $\Delta L_{BR}(t)$ correspondent respectivement aux déplacements du miroir mobile et du miroir de référence. Enfin, on définit la valeur de l'indice de réfraction à chaque instant comme la somme de sa valeur à l'instant où le zéro est calculé $n_{BR}(t_0)$ avec sa variation relative $\Delta n(t)$. La Figure 3-10 illustre les paramètres de ce modèle.

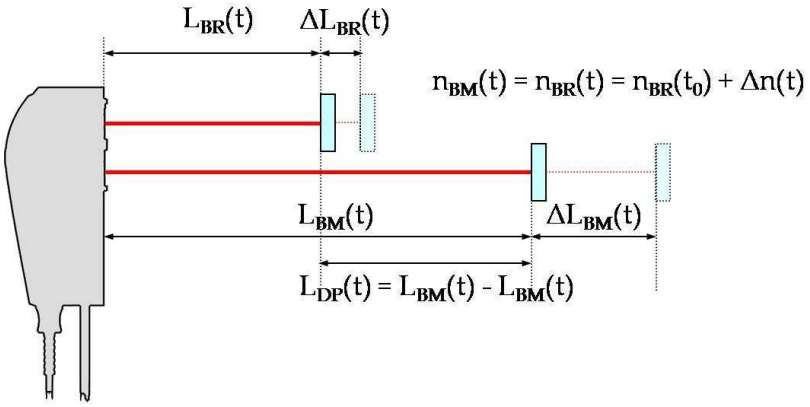


Figure 3-10 : Les paramètres du modèle classique de l'interféromètre (illustré ici sur un interféromètre différentiel)

Et finalement on obtient :

Équation 3-11
$$\Delta k(t) = \frac{4}{\lambda_0} \times \begin{bmatrix} n_{BR}(t_0) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) & (1) \\ +\Delta n(t) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) & (2) \\ +\Delta n(t) \times \left(L_{BM}(t_0) - L_{BR}(t_0)\right) & (3) \end{bmatrix}$$

Le premier terme correspond au calcul du déplacement relatif entre le miroir mobile et le miroir de référence sans prendre en compte les variations de l'indice de réfraction. Le second terme correspond à un terme de correction qui prend en compte les variations (communes aux deux bras) de d'indice de réfraction sur le déplacement relatif des deux miroirs. Enfin le troisième terme correspond à un terme de correction qui prend en compte cette variation d'indice dans le cas où les longueurs des bras ne sont pas identiques : on parle alors d'erreur de bras mort.

Est-il vraiment indispensable de connaître la valeur de l'indice de réfraction à chaque instant pour mesurer la distance entre les deux miroirs ? Ne serait-il pas suffisant de ne mesurer qu'une seule fois la valeur de l'indice de réfraction ?

On constate que les deux premiers termes de l'Équation 3-11 sont proportionnels au déplacement relatif entre les deux miroirs ($\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)$). Plus il est grand et plus la dépendance est forte sur la connaissance de la valeur de l'indice de réfraction au moment du zéro de l'interféromètre et durant le suivi de ses variations. Dans une salle propre du type de celle dans laquelle se trouve l'AFM métrologique, les variations relatives de l'indice de réfraction peuvent atteindre des amplitudes de l'ordre de 10^{-7} sur plusieurs heures : elles représentent des fluctuations de quelques dizaines de picomètres pour une gamme de déplacement de 100 µm. Le terme de bras mort dépend quant à lui de la distance entre les deux miroirs de référence ($L_{BM}(t_0) - L_{BR}(t_0)$) : pour un bras mort de l'ordre du centimètre, les fluctuations atteignent déjà plusieurs nanomètres.

Les hypothèses classiques faites sur l'interférométrie supposent que l'indice de réfraction est homogène sur les deux bras de l'interféromètre. Par ailleurs, à l'aide du modèle simplifié de l'interférométrie (Équation 3-11, pour des courses submillimétriques et en prenant quelques précautions lors du montage pour minimiser le bras mort (inférieur au millimètre), l'amplitude des erreurs de comptage correspondantes sont inférieures au nanomètre. Il ne semble donc pas être indispensable d'assurer le suivi des variations de l'indice de réfraction du milieu traversé par les faisceaux laser si les incertitudes recherchées sont de l'ordre du nanomètre. Dans ces conditions, les mesures interférométriques dans l'air ne semblent pas être particulièrement dépendantes des variations de l'indice de réfraction.

Des limites du modèle simplifié

Afin de vérifier les hypothèses d'homogénéité de l'indice de réfraction ainsi que le modèle simplifié d'interférométrie et sa faible dépendance aux variations de l'indice de réfraction sur des petits déplacements, nous proposons l'expérience suivante illustrée sur la Figure 3-11. Deux interféromètres sont superposés et mesurent la distance à un même miroir plan

immobile. La distance entre les bras mesurant des deux interféromètres est d'environ 30 mm – et la distance au miroir plan est de l'ordre de 13 cm. Le miroir et les interféromètres sont fixés sur un support en Invar. Les mesures sont réalisées dans un milieu dont la température et l'humidité sont contrôlées à respectivement quelques centièmes de degrés et quelques pourcents d'hygrométrie relative sur la durée de l'expérience ; les variations de pression sont de l'ordre de quelques pascals durant la mesure.

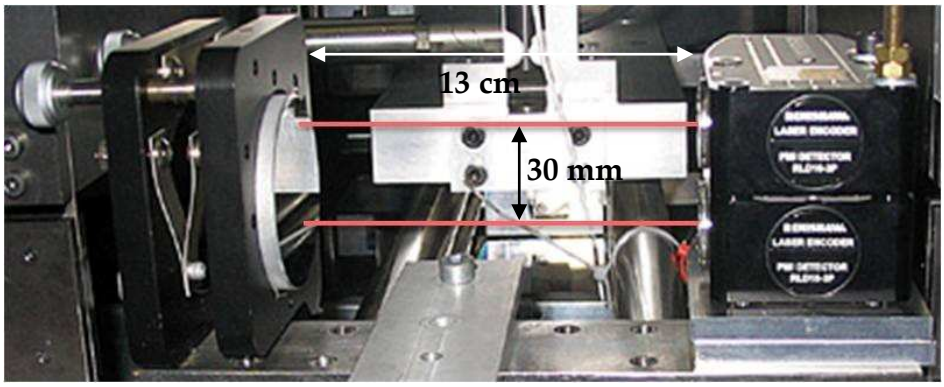


Figure 3-11 : Mise en évidence de la différence de l'indice de réfraction de la couche d'air traversée par les bras de deux interféromètres superposés au travers d'un mesurande commun.

Les résultats de mesure sont présentés sur la figure suivante.

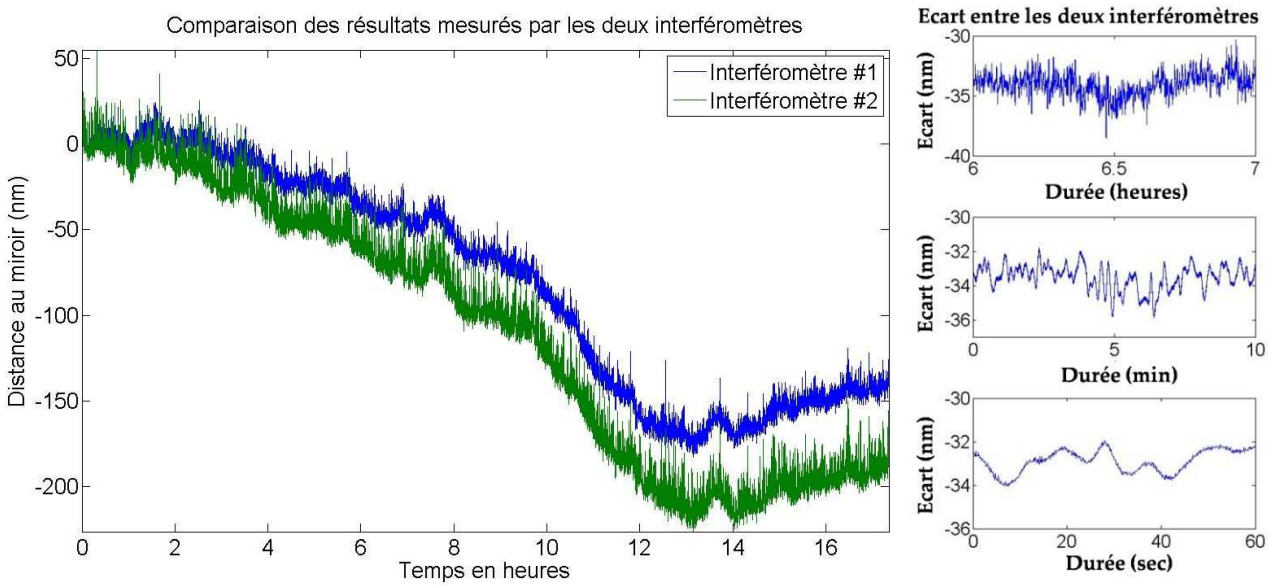


Figure 3-12 : Ecart entre les distances mesurées par deux interféromètres placés en face d'un même miroir plan.

Compte tenu de la longueur de la chaîne métrologique (environ 13 cm) constituée d'Invar et des variations de températures mesurées pendant l'expérience, la dilatation de la chaîne métrologique est de l'ordre du nanomètre. Les autres mouvements parasites du miroir par rapport aux interféromètres sont négligeables.

On constate deux tendances sur la Figure 3-12 : un premier phénomène de dérive lente entre les deux interféromètres qui aboutit après 17 heures de mesures à un écart de près de

50 nm ! Il s'agit d'une dérive générée par la dilatation thermique du montage optique à l'intérieur de la tête interférométrique. Il est donc nécessaire d'apporter à l'Équation 3-11 un premier terme correctif qui prend en compte les effets de dérive de la tête interférométrique.

Par ailleurs, un second phénomène beaucoup plus rapide se superpose à cet effet de dérive : on observe des oscillations à quelques hertz de la valeur instantanée mesurée par chaque interféromètre. Ces fluctuations rapides provoquent un écart de mesure de plusieurs nanomètres entre les deux interféromètres. Ces variations rapides de la distance mesurée ne peuvent plus être attribuées à des effets de dilatation car les constantes de temps sont ici trop rapides. Il s'agit de fluctuations de la valeur instantanée de l'indice de réfraction. Malgré la proximité des bras mesurant des deux interféromètres, les variations de l'indice de réfraction ne sont pas identiques sur les bras de chaque interféromètre.

Par conséquent, l'hypothèse d'homogénéité de l'indice de réfraction entre les deux bras d'un interféromètre n'est pas valable non plus. Pour un interféromètre différentiel dont le bras de référence et le bras mesurant sont parallèles et séparés de quelques millimètres seulement, la valeur de l'indice de réfraction est différente sur chacun d'entre eux. Pour un interféromètre non différentiel, le bras de référence – situé à l'intérieur de la tête interférométrique – est encore plus éloigné et généralement beaucoup plus court. Il est donc nécessaire d'introduire dans l'Équation 3-11 un terme différentiel entre l'indice de réfraction du bras mesurant et celui du bras de référence.

Définition d'un modèle plus complet pour la mesure interférométrique

Afin de mieux refléter l'environnement dans lequel la mesure interférométrique est réalisée, on introduit les paramètres suivant dans l'Équation 3-11 :

- $\Delta k_{tête}(t)$ correspond aux erreurs de comptage qui résultent des effets de dérives à l'intérieur de la tête interférométrique.
- $\delta n(t)$ correspond à l'écart instantané d'indice de réfraction entre le bras mesurant et le bras de référence de l'interféromètre. Finalement, l'indice de réfraction $n_{BM}(t)$ s'écrit :

Équation 3-12
$$n_{BM}(t) = n_{BR}(t_0) + \Delta n(t) + \delta n(t)$$

Et finalement nous proposons le modèle suivant, qui décrit de façon plus précise les phénomènes qui perturbent le comptage de franges :

Équation 3-13
$$\Delta k(t) = \frac{4}{\lambda_0} \times \begin{bmatrix} n_{BR}(t_0) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) & (1) \\ +\Delta n(t) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) & (2) \\ +\Delta n(t) \times \left(L_{BM}(t_0) - L_{BR}(t_0)\right) & (3) \\ -\delta n(t) \times \left(L_{BM}(t_0) + \Delta L_{BM}(t)\right) & (4) \end{bmatrix} - \Delta k_{tête}(t)$$

Le quatrième terme correspond ainsi à une erreur de comptage liée à l'écart d'indice entre les deux bras de l'interféromètre. Contrairement aux termes précédents, il est à la fois

proportionnel à la longueur du bras mobile et au déplacement du miroir mobile. On constate alors que pour une longueur de bras de l'ordre de la dizaine de centimètres, il suffit d'un écart de température de quelques centièmes de degrés entre les deux bras de l'interféromètre (équivalent à un gradient d'indice de quelques 10^{-8}) pour que l'erreur de comptage correspondante soit de l'ordre du nanomètre ! C'est une erreur qui devient vite prépondérante devant les autres termes pour des longueurs de bras de plusieurs centimètres et des déplacements submillimétriques.

Afin de vérifier expérimentalement ce modèle, l'expérience présentée sur la Figure 3-11 est reproduite avec, cette fois-ci, un interféromètre différentiel. Un unique miroir plan est placé à 30 cm environ de la tête interférométrique (voir la Figure 3-13). L'expérience est menée sur une table optique antivibratoire dans une salle propre dont la température est contrôlée au dixième de degré et l'humidité relative à 10%.

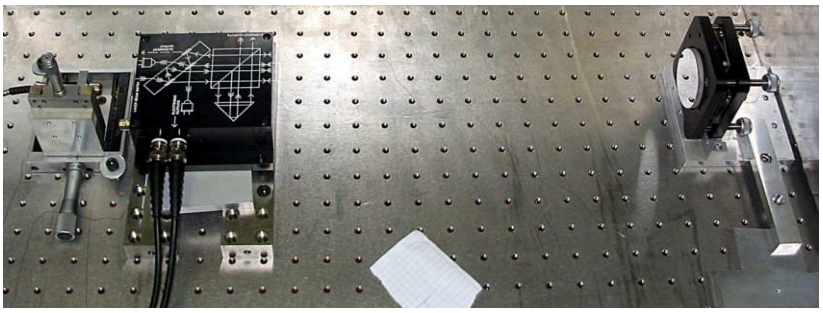


Figure 3-13 : Mesure des inhomogénéités de l'indice de réfraction entre le bras mesurant et le bras de référence d'un interféromètre différentiel double passage.

Dans cette configuration, les déplacements du miroir de référence et du miroir mobile sont nuls ($\Delta L_{BM}(t) = \Delta L_{BR}(t) = 0$) ; et les longueurs du bras mesurant et du bras de référence sont identiques ($L_{BM}(t) = L_{BR}(t)$). L'interféromètre n'est alors sensible qu'aux écarts d'indice de réfraction entre le bras de référence et le bras mesurant, aux dérives de la tête interférométrique près. L'expression du comptage de l'Équation 3-13 devient alors :

Équation 3-14
$$\Delta k(t) = -\frac{4}{\lambda_0} \times \delta n(t) \times \left(L_{BM}(t)\right) - k_{tête}(t)$$

Les résultats de mesure sont illustrés sur la figure suivante :

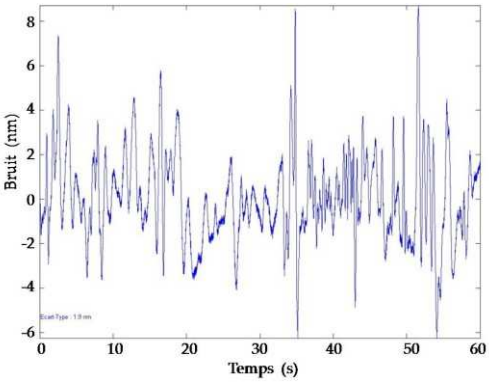


Figure 3-14 : Bruit blanc sur une mesure différentielle lié à la variation différentielle de l'indice entre le bras mesurant et le bras de référence.

Sur une minute d'acquisition, la variation différentielle de l'indice de réfraction de l'air entre le bras mesurant et le bras de référence de l'interféromètre différentiel représente un bruit blanc dont l'amplitude atteint 14 nm. Il ne peut pas être associé à une variation différentielle de la pression entre les deux bras de l'interféromètre car les variations de pression sont instantanées et donc isotropes à ces dimensions. De même, les variations d'humidité de l'air ambiant sont trop lentes pour correspondre à ce type de bruit. En revanche, il est lié principalement à une variation différentielle de la température des couches d'air traversées par les deux bras de l'interféromètre : il correspond ici à des variations du gradient de température de l'ordre de 0.05 °C entre les deux bras et il est cohérent avec les conditions de régulation de la salle propre.

Conclusions sur le modèle proposé

Le modèle proposé dans l'Équation 3-13 représente de façon plus précise les termes d'erreur qui impactent le résultat de mesurage. Par ailleurs, les résultats expérimentaux montrent que (1) la mesure interférométrique différentielle est proportionnelle à l'écart d'indice de réfraction entre les deux bras et à la longueur du bras mesurant ; (2) contrairement aux hypothèses généralement admises, l'indice de réfraction des couches d'air traversées par le bras mesurant est différent de celui des couches d'air traversées par le bras de référence ; (3) la valeur de l'indice de réfraction est donc une grandeur locale (même pour des distances de quelques millimètres) et instantanée.

Par conséquent, il est indispensable de (1) mesurer la température, la pression et l'hygrométrie relative du milieu traversé ; et (2) mettre en œuvre des protections pour les bras des interféromètres afin de limiter l'amplitude des variations différentielles de l'indice de réfraction entre les deux bras.

3.3.4. Optimisation de la mesure interférométrique

De la mesure des variables climatiques

Dans le meilleur des cas, l'environnement dans lequel les mesures interférométriques sont réalisées est un milieu isotrope et invariant : l'ensemble du milieu traversé par les bras de l'interféromètre a un indice de réfraction identique et constant au cours du temps. Dans ce cas, la mesure des paramètres climatiques peut se faire en un point et en une seule fois : elle est juste et permet de corriger les mesures interférométriques sans rajouter d'erreur.

La situation précédente est idéale et quasi impossible à obtenir sur des expériences volumineuses car il y a toujours des sources de perturbations (sources de chaleur, d'humidité ou variations de la pression ambiante) qui rendent l'indice de réfraction dépendant de l'espace et variable dans le temps. Dans la réalité, l'environnement dans lequel les mesures interférométriques sont réalisées est un milieu fortement anisotrope et dynamique : il présente des inégalités locales de l'indice de réfraction dont la position varie dans le temps. Comment dans ce cas mesurer les paramètres climatiques justes qui permettront d'appliquer une correction d'Edlén juste elle aussi ?

Comme la valeur de l'indice de réfraction est une grandeur locale, il serait nécessaire de placer un grand nombre de sondes climatiques afin de mesurer une valeur moyenne vraie de l'indice de réfraction sur tout le bras de l'interféromètre. Par ailleurs, comme le milieu n'est jamais parfaitement statique, les inhomogénéités de la valeur de l'indice de réfraction se propagent : les mesures des variables climatiques ne sont donc que des données locales et éphémères. Cependant, on peut considérer en première approximation que les variations de pression impactent de manière identique les deux bras parallèles de l'interféromètre différentiel, tel que représenté sur la Figure 3-10[8]. De même, les variations d'hygrométrie ont peu d'impact sur la détermination de la valeur de l'indice de réfraction (voir le Tableau 3-3) et correspondent à des phénomènes lents. L'utilisation d'une sonde d'ambiance unique et placée à proximité de l'AFM métrologique pour mesurer ces deux variables est donc justifiée ici. En revanche, les effets liés aux variations de températures sont beaucoup plus importants, avec une bande passante de l'ordre de quelques hertz. Il est donc important de mesurer la température en plusieurs points et à proximité des bras de chaque interféromètre.

De la correction de la longueur d'onde par les formules d'Edlén

La connaissance des variables climatiques permet de calculer la valeur exacte de l'indice de réfraction réel de la couche d'air traversée par chaque bras des interféromètres différentiels. Cette correction est appliquée grâce aux formules d'Edlén [35] qui permettent de calculer la valeur de l'indice n en fonction d'une mesure de la température T, de l'humidité H et de la pression P du milieu où se propagent les faisceaux, de la longueur d'onde λ de la source laser et de sa fréquence f :

Équation 3-15 $$n(P,T,H) = 1 + (K(\lambda) - 1) \times F(T,P) - f \times C(\lambda)$$

Avec :

- $K(\lambda) - 1 = \left(8343.05 + \frac{2406294}{130 - \frac{1}{\lambda^2}} + \frac{15999}{38.9 - \frac{1}{\lambda^2}}\right) \times 10^{-8}$
- $F(T,P) = \frac{P}{96095.43} \times \frac{1 + 10^{-8} \times (0.601 - 0.00982 \times T) \times P}{1 + 0.003661 \times T}$
- $C(\lambda) = 3.7345 \times 10^{-10} - \frac{0.0401 \times 10^{-10}}{\lambda^2}$

Dans le cas d'un interféromètre homodyne, la détermination de l'indice de réfraction de l'air se fait pour une seule longueur d'onde.

De la protection des bras de l'interféromètre

Comme l'AFM métrologique ne fonctionne pas sous vide, deux stratégies sont envisageables pour réduire la sensibilité des mesures différentielles aux variations de l'indice de réfraction :

[8] On montrera dans les résultats qu'en revanche l'impact des variations de pression à l'intérieur de la tête interférométrique devient visible pour un certain niveau de stabilité (tel qu'il est établi sur l'AFM métrologique).

- La première consiste à rendre l'indice de réfraction de l'air homogène entre les deux bras de l'interféromètre. En effet, l'air ambiant conduit mal les inhomogénéités locales de température et se dilate fortement face à une variation de température [18] (voir le Tableau 3-4). L'utilisation de l'hélium pourrait permettre de réduire les inhomogénéités locales de température et de limiter les effets de dilatation liés à des variations de température ou de pression. Il est aussi possible de brasser l'air dans lequel les bras de l'interféromètre se propagent afin d'équilibrer entre eux les inhomogénéités locales d'indice [9]. Enfin, une autre solution consiste à améliorer la régulation en température de l'air, ou d'injecter au niveau des bras de l'interféromètre un air stabilisé en température et humidité relative [122].

	Air		**Hélium**	
Coeff. de dilatation thermique	1.0×10^{-6}	$°C^{-1}$	1.1×10^{-7}	$°C^{-1}$
Coeff. de dilatation en pression	2.7×10^{-9}	Pa^{-1}	3.0×10^{-10}	Pa^{-1}
Coeff. de conductivité thermique	26	$mW/m/°C^{-1}$	150	$mW/m/°C^{-1}$

Tableau 3-4 : Propriétés de l'air et de l'hélium.

- La seconde voie d'amélioration consiste à rendre les inhomogénéités locales d'indice de réfraction statiques afin de limiter les évolutions différentielles entre les deux bras de l'interféromètre. En les confinant dans des caissons en aluminium, on isole ces derniers du reste de l'instrument, on limite l'impact des variations de température de l'air extérieur sur celui traversé par les bras ; et on limite les mouvements d'air. S'il existe des gradients d'indice de réfraction à l'intérieur du confinement, alors ils sont quasi statiques et ne provoquent presque pas de bruit blanc sur la mesure différentielle.

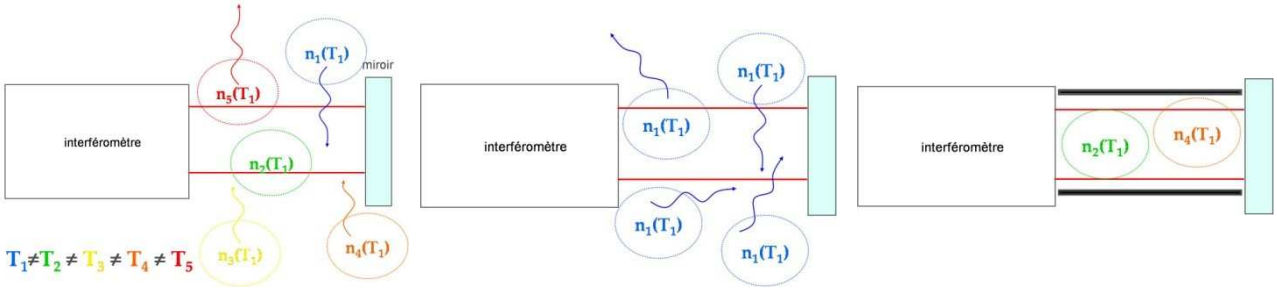


Tableau 3-5 : Contrôle du milieu dans lequel se propagent les bras de l'interféromètre. A gauche, la situation des expériences précédentes. Au centre, l'indice de réfraction est rendu homogène et les mouvements résiduels de l'air ne perturbent plus la mesure différentielle. A droite, un système de protection par capotage permet d'atténuer et de stabiliser les inhomogénéités locales de l'indice de réfraction en réduisant les mouvements d'air et les effets de convection.

Après différents essais [101], c'est la deuxième approche qui a été retenue et dont les résultats sont illustrés dans le tableau suivant :

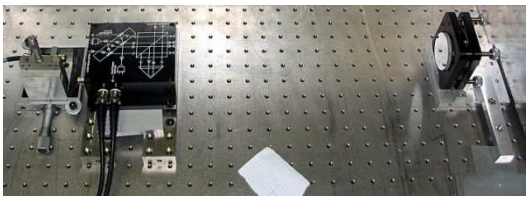
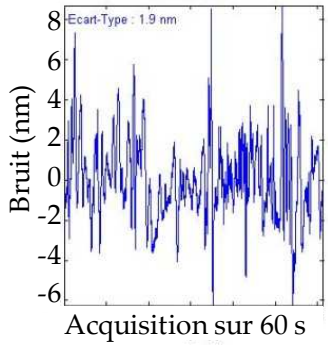
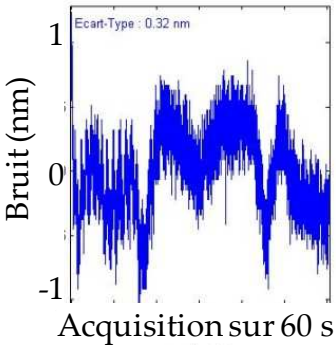
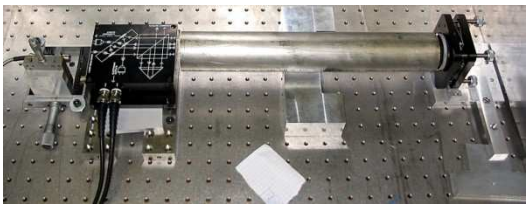
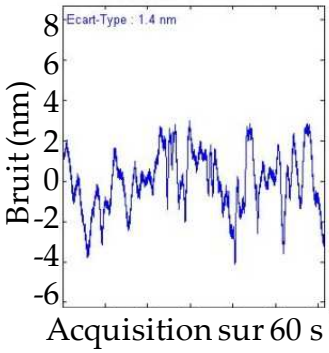
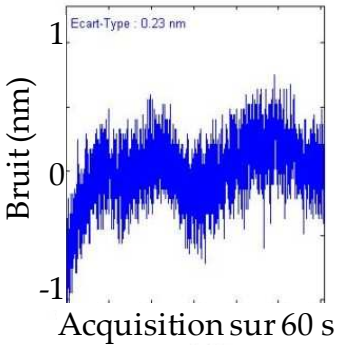
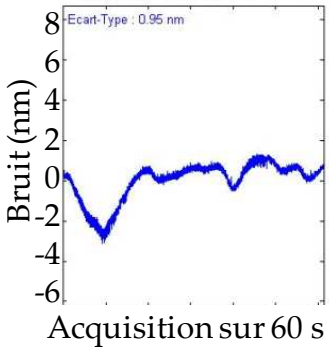
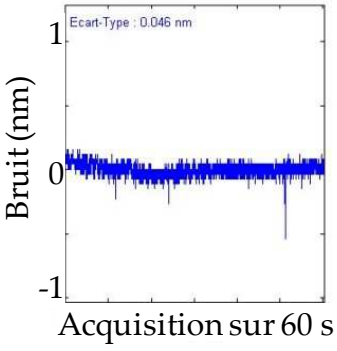
Configuration	Sans caisson de protection	Avec caisson de protection
 (1) Sans confinement des bras		
 (2) Confinement simple des bras		
(3) Confinement étendu des bras		

Tableau 3-6 : Protection des bras d'un interféromètre différentiel afin de limiter l'impact des variations différentielles de l'indice de réfraction de l'air sur la mesure interférométriques.

Trois situations de confinement ont été testées sans caisson de protection ou à l'intérieur d'un caisson en aluminium qui permet d'isoler déjà l'expérience de son environnement direct. Dans le premier cas, la mesure est réalisée sans aucune protection. Il s'agit de la situation de référence, celle dans laquelle la plupart des mesures optiques sont toujours réalisées, notamment sur les mAFMs. Dans le second cas, un tube métallique protège les bras de l'interféromètre. Sa bonne conductivité thermique permet d'homogénéiser la température de l'air traversé par les faisceaux. Enfin, dans le dernier cas, la protection est étendue à l'ensemble du montage, en englobant à la fois la tête interférométrique et le miroir à l'aide de papier d'aluminium.

On constate ainsi que plus les bras de l'interféromètre sont confinés et isolés du reste du volume d'air qui entoure l'expérience, moins la mesure différentielle est sensible au bruit : sans aucune protection, le bruit subi par la mesure différentielle atteint une amplitude de

14 nm alors que, dans la configuration de confinement maximal, on atteint la limite de résolution du système (38.6 pm) !

Dans cette situation optimale, les bras des interféromètres sont piégés dans un volume d'air isolé de l'extérieur : il est à la fois stable et homogène. L'indice de réfraction est quasi identique sur les deux bras de l'interféromètre (en tout cas pour la partie située à l'extérieure du boitier) et l'éventuel gradient d'indice résiduel entre les deux bras est invariant dans le temps. Par ailleurs, une mesure de la température doit être réalisée dans cette enceinte afin d'appliquer une correction juste sur la mesure interférométrique. C'est cette configuration qui est mise en œuvre sur l'AFM métrologique.

Conclusions

La figure ci dessus permet de resituer les performances obtenues ici dans un contexte plus large. Elle dresse l'état des lieux de la mesure de distances par interférométrie en représentant les incertitudes de mesure associées à l'interférométrie en fonction de la distance mesurées [72]. En diagonale, les incertitudes relatives sont représentées et le paramètre p correspond au niveau d'interpolation qui peut être réalisé à partir du comptage de franges.

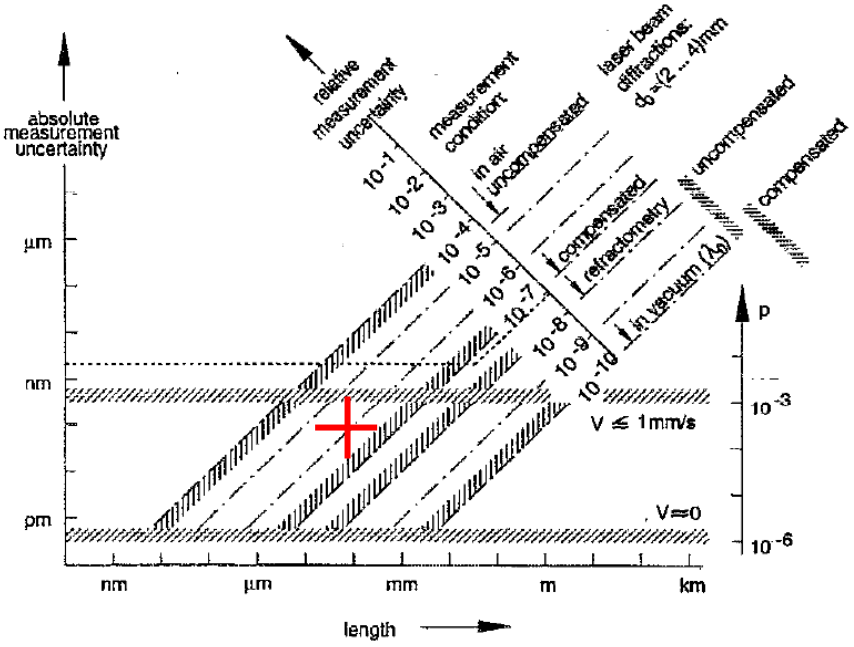


Figure 3-15 : Limites de la mesure interférométrique [45]. La croix rouge identifie la configuration obtenue sur l'AFM métrologique.

Les performances obtenues sur les mesures interférométriques dans le cadre de l'AFM métrologique sont représentées sur le graphique par une croix rouge : un déplacement mesuré de l'ordre de 100 µm, un niveau d'interpolation de 4096. On constate ainsi qu'on touche ici aux limites de l'instrumentation : il est difficile d'améliorer encore efficacement les performances de la mesure interférométrique dans l'air ambiant. L'étape suivante consisterait à utiliser un réfractomètre pour mesurer la valeur de l'indice de réfraction

avec de plus faibles incertitudes ; ou de mettre l'ensemble de l'expérience sous vide pour ne plus avoir à calculer d'indice de réfraction.

Nous avons ainsi proposé un modèle du comptage de franges pour l'interféromètre plus précis que celui qui est généralement utilisé. Nous avons mis en avant que les hypothèses classiques faites sur l'homogénéité de l'indice de réfraction ne sont deviennent vraies qu'au prix de gros efforts de protection et de confinement afin de maîtriser les effets thermiques sur les bras de l'interféromètre. Ces conditions de stabilité et d'homogénéité sont celles qui sont obtenues sur l'AFM métrologique (voir le chapitre suivant ainsi que les résultats expérimentaux). Les capteurs de position étant choisis, les paragraphes suivants abordent la conception de la chaîne métrologique du mAFM ainsi que leur intégration.

3.4. La chaîne métrologique associée aux interféromètres

3.4.1. Objectifs de conception – du besoin de stabilité

L'objectif est ici de définir une structure mécanique qui porte tous les éléments de la chaîne métrologique (interféromètre, miroirs, pointe AFM, système de détection des oscillations du levier, échantillon et porte-échantillon). Dans l'étude qui est présentée, la tête AFM n'est pas développée et il s'agit donc de mettre en position les interféromètres, les miroirs de référence et le porte échantillon.

Sur un instrument de mesure classique – par exemple un AFM non métrologique – la chaîne métrologique doit être stable[9] durant la mesure de topographie mais aussi durant la période qui sépare deux étalonnages successifs. En effet, la référence de mesure – la pointe et les capteurs de position – est relative à cet AFM et elle n'est pas traçable directement. La mesure délivrée ne devient absolue, c'est à dire raccordée au Système International d'unités que grâce aux étalonnages périodiques de l'instrument. Par conséquent, pour que ses mesures restent reliées (indirectement) au SI, il faut qu'elles soient réalisées dans des conditions semblables à celles de l'étalonnage.

En revanche, sur l'AFM métrologique, les dérives du montage sont beaucoup plus lentes et mieux maîtrisées : les périodes entre deux étalonnages successifs peuvent être plus longues.

3.4.2. Conception de la chaîne métrologique

De l'abandon du repère cartésien

Dans les paragraphes qui suivent, on appelle :

[9] On entend par là aussi bien la stabilité mécanique de la structure que la stabilité électronique ou encore celle de l'environnement expérimental dans lequel les mesures sont réalisées. Cependant, la stabilité (thermique) de la structure est ici celle qui nous préoccupe le plus.

- $\mathcal{R}_{abs}$ le repère de référence cartésien absolu dans lequel sont exprimées *in fine* les propriétés dimensionnelles mesurées.
- $\mathcal{R}_{trans}$ le repère associé aux trois actionneurs qui génèrent les trois translations dans l'espace.
- $\mathcal{R}_{capt}$ le repère associé aux interféromètres différentiels et dans lequel sont mesurées les positions relatives de la pointe par rapport à l'échantillon.

La problématique principale pour la conception de la chaîne métrologique de l'AFM métrologique est de positionner dans l'espace les interféromètres différentiels sélectionnés. La façon la plus intuitive de mesurer les déplacements est de les mesurer dans l'axe des actionneurs qui les génèrent. La plupart des AFMs métrologiques présentés dans l'état de l'art et, d'une façon générale, la plupart des machines à mesurer, mettent en œuvre un système d'actionnement et un système de détection cartésien pour lequel les axes sont confondus ($\mathcal{R}_{abs} = \mathcal{R}_{trans} = \mathcal{R}_{capt}$). La Figure 3-16 illustre cette configuration à partir de celle déterminée par l'utilisation d'interféromètres différentiels dans le paragraphe 3.3.2.

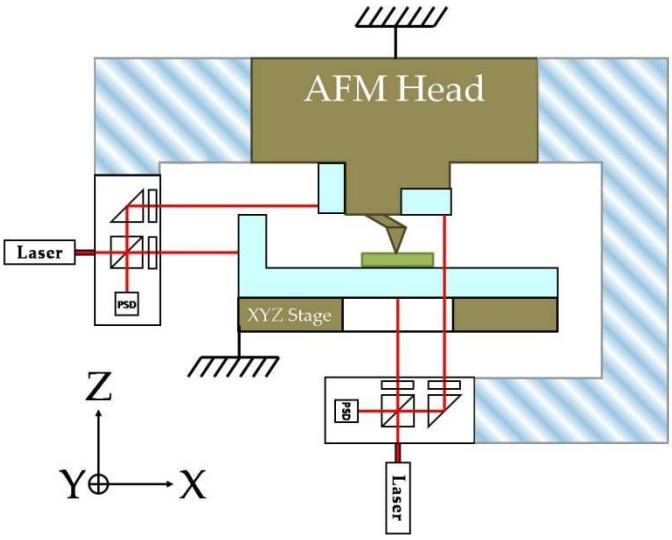


Figure 3-16 : Positionnement classique des capteurs de positions et des actionneurs selon une configuration cartésienne : chaque actionneur génère un déplacement suivant un des axes du repère orthgonal cartésien ; et chaque capteur mesure un mouvement dans l'une – et une seule – de ces directions. La structure porteuse de la chaîne métrologique est représentée schématiquement en hachures bleues claires.

Dans cette configuration classique, les trois actionneurs utilisés pour générer les trois translations dans l'espace et les trois interféromètres utilisés pour mesurer ces déplacements forment une base orthogonale.

Cette géométrie offre l'avantage d'être plus simple à implémenter du point de vue de l'asservissement des actionneurs car chacun d'entre eux est associé à un interféromètre qui mesure directement – aux erreurs géométriques près – le déplacement généré. Cependant, du point de vue de la structure mécanique qui porte la chaîne métrologique – représentée en hachures bleues claires – cette configuration présente les inconvénients suivants :

- La structure mécanique qui porte l'interféromètre Z est nécessairement plus longue que celle qui porte les interféromètres suivant les autres axes car elle doit contourner l'étage de translation pour positionner l'interféromètre sous la pointe afin de respecter le principe d'Abbe.
- La disposition des interféromètres autour de la pointe AFM n'est pas symétrique et l'impact des perturbations thermiques est donc plus important.
- Les structures mécaniques qui mettent en position les interféromètres sont ouvertes et asymétriques : elles sont moins rigides et plus sensibles à des effets vibratoires. Ces perturbations se traduisent par une rotation à l'extrémité de la structure porteuse – où se trouve l'interféromètre différentiel – et engendrent une erreur sur la mesure de position.

De l'intérêt d'un changement de repère

Les inconvénients liés à une configuration de détection cartésienne nous ont poussés à concevoir une architecture différente. Nous proposons ici de dissocier le repère associé aux interféromètres $\mathcal{R}_{capt}$ du repère absolu cartésien $\mathcal{R}_{abs}$ et de celui lié aux actionneurs $\mathcal{R}_{trans}$ (Figure 3-17 – (a)) grâce à deux rotations successives : une première d'un angle θ avec l'axe Z de $\mathcal{R}_{abs}$ (Figure 3-17 – (b)) et une seconde d'un angle Φ avec l'axe Y de $\mathcal{R}_{abs}$(Figure 3-17 – (c)). Enfin, on symétrise les axes de détection en ajoutant un quatrième interféromètre (Figure 3-17 – (d)). L'origine des repères $\mathcal{R}_{abs}$ et $\mathcal{R}_{capt}$ est occupé par la pointe AFM afin de respecter le principe d'Abbe.

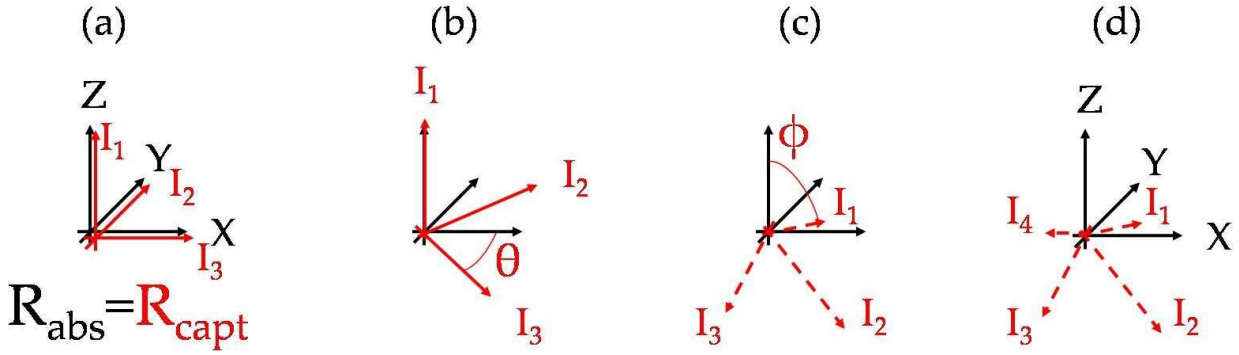


Figure 3-17 : Transformations successives sur le repère associé aux interféromètres : les axes de mesures I_1 I_2 et I_3 sont tournés suivant les angles θ et ϕ respectivement par rapport aux axes Z et Y du repère absolu

Du point de vue structurel, cette configuration permet de disposer les quatre interféromètres dans un même plan, sous l'étage de translation et sous l'instrument. Les dimensions des chaînes métrologiques associées aux quatre interféromètres – et donc aux mesures des positions XYZ – sont donc toutes égales et il n'y a plus de déséquilibre entre les axes. Cette géométrie particulière permet de concevoir plus facilement une structure porteuse symétrique – il s'agit ici d'une symétrie d'ordre 2 – et fermée qui porte tous les interféromètres. Nous verrons dans le chapitre suivant que cette structure porteuse – dénommée « berceau » sur l'AFM métrologique – a été réalisée de façon monolithique. Elle

est alors plus stable face à des phénomènes vibratoires et permet aussi de répartir de façon équilibrée les efforts de chargement imposés par les capteurs et par son propre poids.

Le positionnement de quatre interféromètres dans un plan situé sous la pointe AFM permet aussi d'éloigner les interféromètres – qui sont des sources de chaleur – par rapport à la pointe AFM. La distribution symétrique des interféromètres autour de la pointe AFM permet de l'aligner verticalement avec le barycentre des sources de chaleur composées des quatre interféromètres. De cette façon, les principes imposés dans le chapitre précédent sont respectés et les écoulements résiduels de chaleur dans l'instrument sont homogènes si l'ensemble de l'instrument conserve aussi cette symétrie. L'amplitude des dilatations des éléments mécaniques de la chaîne métrologique est limitée et la production d'un environnement stable et homogène thermiquement autour de la pointe est ainsi favorisé.

Du point de vue de la mesure des positions de la pointe par rapport à l'échantillon, cette configuration originale permet de définir chaque coordonnée (X,Y,Z) dans le repère cartésien $\mathcal{R}_{abs}$ à partir d'une combinaison linéaire des informations (I_1, I_2, I_3, I_4) mesurées par les quatre interféromètres :

$$\boxed{\begin{aligned} X &= \frac{(I_1 - I_2 - I_3 + I_4)}{4 \times \cos\theta \times \cos\Phi} \\ Y &= \frac{(-I_1 - I_2 + I_3 + I_4)}{4 \times \sin\theta \times \cos\Phi} \\ Z &= \frac{-(I_1 + I_2 + I_3 + I_4)}{4 \times \sin\Phi} \end{aligned}}$$

Tableau 3-7 : Expression des coordonnées (X, Y, Z) dans le repère cartésien à partir des mesures interférométrique (I_1, I_2, I_3, I_4)

Et on peut écrire la matrice de passage $\mathcal{T}_{capt}^{abs}$ comme :

Équation 3-16 $$\mathcal{T}_{capt}^{abs} = \frac{1}{4} \times \begin{pmatrix} \frac{1}{\cos\theta\cdot\cos\Phi} & \frac{-1}{\cos\theta\cdot\cos\Phi} & \frac{-1}{\cos\theta\cdot\cos\Phi} & \frac{1}{\cos\theta\cdot\cos\Phi} \\ \frac{-1}{\sin\theta\cdot\cos\Phi} & \frac{-1}{\sin\theta\cdot\cos\Phi} & \frac{1}{\sin\theta\cdot\cos\Phi} & \frac{1}{\sin\theta\cdot\cos\Phi} \\ \frac{-1}{\sin\Phi} & \frac{-1}{\sin\Phi} & \frac{-1}{\sin\Phi} & \frac{-1}{\sin\Phi} \end{pmatrix}$$

Avec l'écriture matricielle équivalente :

Équation 3-17 $$\begin{pmatrix} X \\ Y \\ Z \end{pmatrix} = \mathcal{T}_{capt}^{abs} \times \begin{pmatrix} I_1 \\ I_2 \\ I_3 \\ I_4 \end{pmatrix}$$

Dans cette configuration, chaque mesure de position XYZ est le résultat d'un moyennage des quatre mesures (I_i) retournées par les interféromètres.

Outre les arguments thermiques déjà évoqués, l'utilisation de quatre interféromètres pour mesurer trois degrés de libertés – les trois translations – rend le nombre de mesures

réalisées supérieur à celui strictement nécessaire pour identifier parfaitement ces trois déplacements (X, Y, Z). Les avantages de la redondance sont les suivants :

- Elle permet d'analyser et de vérifier la cohérence des mesures en vérifiant la compatibilité des équations initiales du système. D'un point de vue physique, cette compatibilité correspond à la cohérence des mesures réalisées et fournit alors un critère de qualité : l'utilisateur peut être averti si les conditions de fonctionnement des interféromètres sont satisfaisantes ou si un dysfonctionnement est intervenu.
- Elle permet de diviser les incertitudes de mesures associées aux calculs des positions X, Y et Z par la racine carrée du nombre de mesures réalisées.

Dimensionnement du repère pivoté

Le dimensionnement des angles θ et Φ est déterminé de façon à obtenir la même sensibilité suivant les trois axes X, Y et Z (nommées respectivement S_X, S_Y et S_Z). A partir du Tableau 3-7, on pose :

Équation 3-18
$$S_X = S_Y = S_Z \Leftrightarrow \begin{cases} \cos\theta \cdot \cos\Phi = \sin\theta \cdot \cos\Phi & (1) \\ \cos\theta \cdot \cos\Phi = \sin\Phi & (2) \end{cases}$$

Et on en déduit :

Équation 3-19
$$\begin{cases} \theta = 45° \\ \phi = 35.26° \end{cases}$$

Par rapport au repère cartésien $\mathcal{R}_{abs}$, les interféromètres différentiels sont donc orientés à 45° par rapport aux axes XY et inclinés à 35° par rapport au plan horizontal. Dans ce cas, le coefficient de sensibilité de la mesure de position X, Y ou Z par rapport aux déplacements mesurés par un interféromètre I_i est donné par :

Équation 3-20
$$S_X = S_Y = S_Z = \frac{1}{4 \times \sin\Phi} = 0.44$$

3.4.3. Analyse de la chaîne métrologique de l'AFM métrologique

Synoptique de l'AFM métrologique

La Figure 3-18 représentée sur la page suivante schématise respectivement une vue de profil et une vue de dessus de la chaîne métrologique associée à la mesure interférométrique telle qu'elle a été conçue sur l'AFM métrologique.

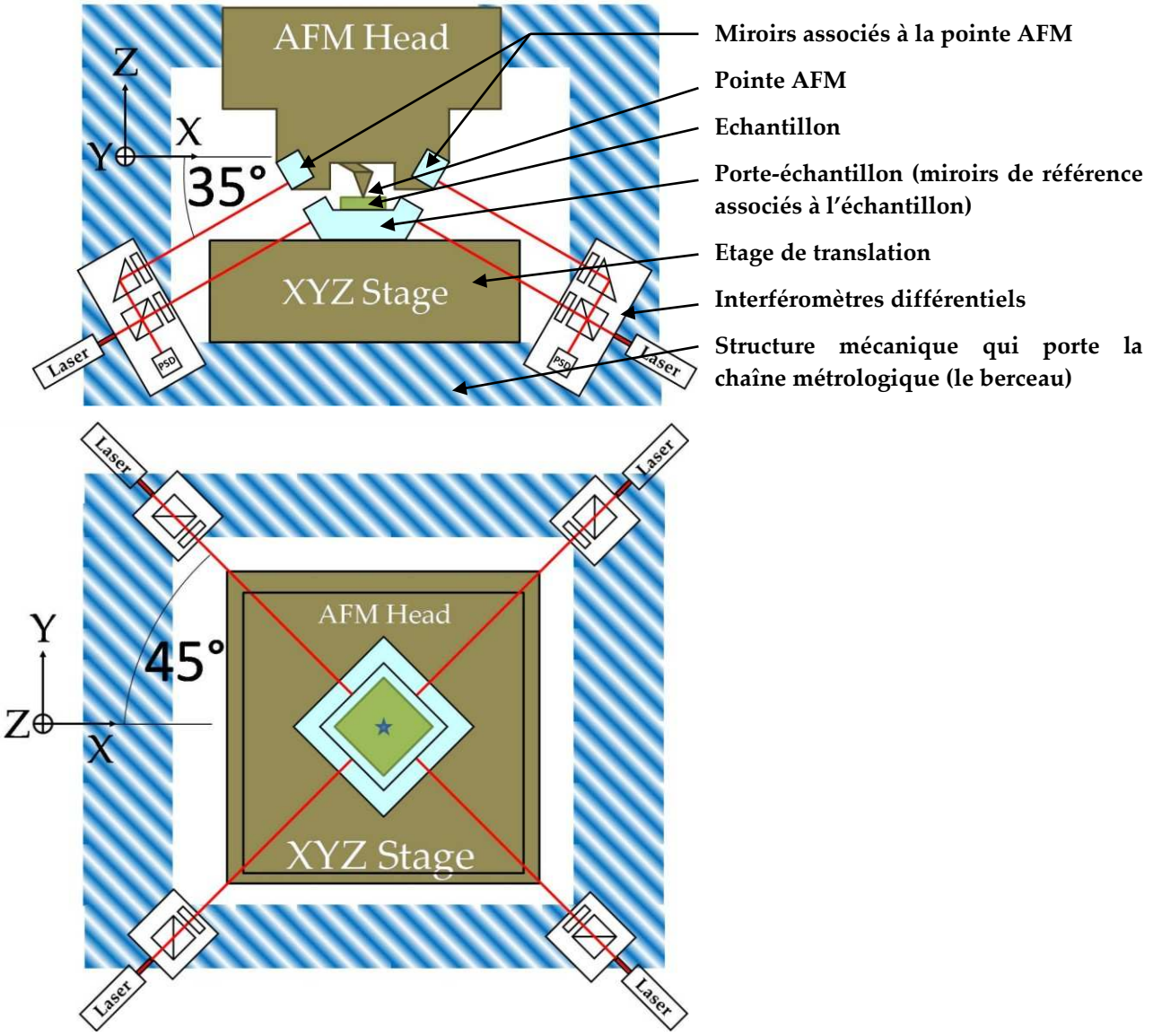


Figure 3-18 : Représentation schématique de l'AFM métrologique. En haut : vue de profil – en bas : vue de dessus.

La tête AFM est fixe et les axes d'actionnement de l'étage de translation à trois axes – décrit dans les chapitres suivants – sont alignés sur le repère absolu (XYZ). En revanche, les quatre interféromètres différentiels qui sont disposés sous celui-ci forment un repère incliné d'un angle de 35° par rapport au plan horizontal et 45° par rapport aux axes X et Y. Ils sont supportés par le châssis de l'AFM métrologique – symbolisé ici par des hachures bleues – et dont la réalisation est détaillée dans le chapitre suivant.

Les interféromètres différentiels sont alignés avec les miroirs de référence associés à la tête AFM d'une part et avec le porte échantillon d'autre part. Les couples de miroirs sont coplanaires afin de limiter les erreurs de bras mort sur la mesure différentielle. Si la réalisation d'une tête AFM n'est pas abordée ici (utilisation d'une tête AFM provisoire) ; le porte-échantillon est une pièce située au cœur de la chaîne métrologique et sa réalisation est détaillée dans le chapitre suivant. Afin de découpler la chaîne métrologique de l'étage de translation qui le supporte, le porte échantillon est posé de façon isostatique.

Afin de respecter le principe d'Abbe, les bras mesurant des interféromètres – ceux associés aux miroirs mobiles situés sous l'échantillon – convergent vers la pointe AFM qui est fixe au dessus de l'échantillon mobile. Dans cette configuration, ils définissent un point de convergence qui doit être occupé par la pointe AFM quelle que soit l'épaisseur de l'échantillon imagé. Ce point particulier est appelé le point d'Abbe : c'est le point de fonctionnement de la pointe AFM sur l'échantillon pour lequel l'alignement des interféromètres avec la pointe est optimal et pour lequel l'erreur d'Abbe est minimale (un offset nul – aux erreurs d'alignement près). Ce point est invariant puisque les interféromètres sont immobiles. Il est atteint d'une part par la pointe AFM lors de l'approche pointe-surface et d'autre part par un jeu de calles placées sur le porte-échantillon qui permet de compenser les différences d'épaisseurs des échantillons (voir le paragraphe concernant le porte-échantillon pour plus de détails).

Détail de la chaîne métrologique

La Figure 3-19 détaille la chaîne métrologique associée aux mesures interférométriques.

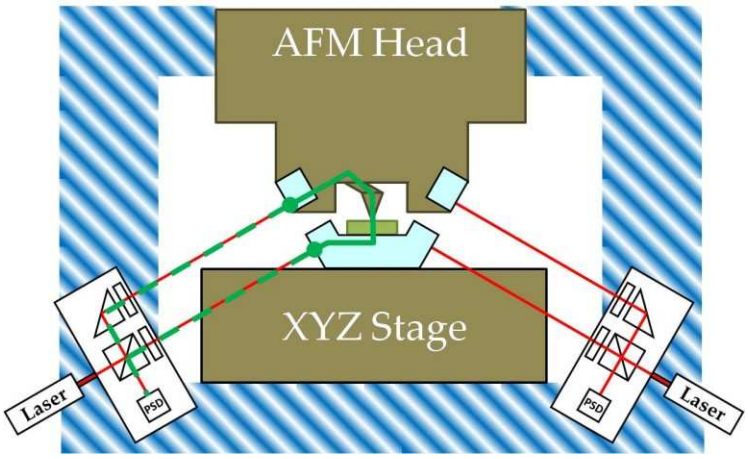


Figure 3-19 : Chaîne métrologique associée aux mesures interférométriques de l'AFM métrologique

La chaîne métrologique du mAFM associée aux mesures interférométriques est représentée en vert sur la figure précédente. Deux portions sont à considérer :

- Une première est constituée du miroir de référence associé à la tête AFM, des éléments mécaniques qui le support à la pointe AFM, du système de détection des oscillations du levier, de la pointe AFM, de l'échantillon et du porte échantillon jusqu'au miroir associé au déplacement de l'échantillon.
- Une deuxième partie est constituée des bras optiques des interféromètres et de la tête interférométrique. Nous avons vu cependant dans le paragraphe 3.1 qu'il existait un certain nombre d'hypothèses réalisables et testées pour lesquelles les paramètres qui perturbent cette portion de la chaîne métrologique peuvent être maitrisés. Ces conditions sont (i) la maîtrise de l'indice de réfraction sur l'ensemble des bras des interféromètres et (ii) la stabilité de la structure porteuse face à des mouvements de rotation des interféromètres. Si ces conditions sont vérifiées, alors la chaîne métrologique est découplée du capteur de position et indépendante de la

longueur des bras des interféromètres ; elle peut être alors réduite à la première portion détaillée plus haut.

Nous verrons dans le chapitre suivant que la réalisation du berceau de l'AFM métrologique a permis d'obtenir ces conditions favorables et de réduire la chaîne métrologique associée aux mesures interférométriques au strict minimum.

CHAPITRE

4

DESCRIPTION DE L'AFM METROLOGIQUE

Ce chapitre illustre la réalisation de l'AFM métrologique sur la base des discussions du chapitre précédent. La structure porteuse, sur laquelle sont fixés tous les autres organes de l'AFM ainsi que les éléments mécaniques qui composent la chaîne métrologique sont décrits. L'intégration sur le châssis de l'AFM des interféromètres différentiels, de l'étage de translation (décrit dans le chapitre suivant) et d'une tête AFM provisoire est présentée. Enfin, l'architecture de contrôle et l'électronique de commande sont détaillées.

4.1. Le berceau de l'AFM métrologique

Le châssis de l'AFM métrologique est une pièce dénommée berceau à cause de sa forme. C'est une des pièces maîtresses de l'AFM métrologique qui joue un rôle prépondérant pour la chaîne métrologique d'une part, et sur la maîtrise des effets thermique d'autre part. Ses différentes fonctions ainsi que les différents aspects de sa réalisation sont présentés dans les paragraphes suivants.

4.1.1. Châssis de l'AFM métrologique

Présentation du berceau

Le berceau est une pièce monolithique en aluminium dont les dimensions extérieures sont $530\ mm \times 530\ mm \times 194\ mm$. Elle a été usinée sur un centre d'usinage numérique à six axes. La Figure 4-1 donne un aperçu de cette pièce qui pèse 83 kg.

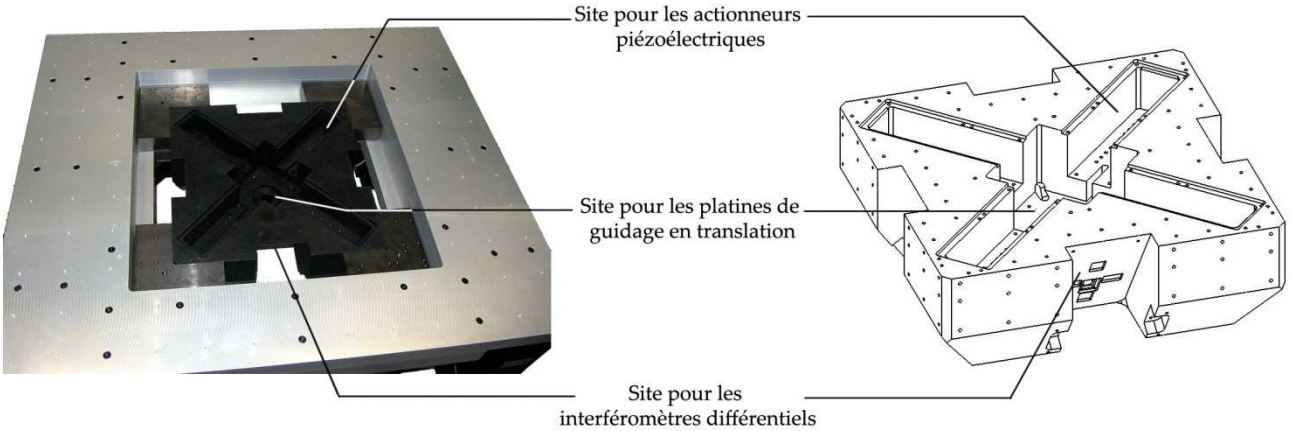


Figure 4-1 : Le berceau de l'AFM métrologique au centre de la table antivibratoire (à gauche) et en vue CAO (à droite)

Le berceau joue un rôle primordial pour l'AFM métrologique car il est la pièce centrale qui supporte toutes les autres pièces : les éléments de la chaîne structurelle (les platines de guidage en translation ainsi que les actionneurs piézoélectriques) et les éléments de la chaîne métrologique (les interféromètres, la tête AFM). Il joue un rôle prépondérant dans la stratégie de contrôle des phénomènes liés aux variations de température autour de la pointe AFM principalement, et autour de la chaîne métrologique plus généralement. De par la géométrie adoptée pour la chaîne métrologique ainsi que pour l'étage de translation, le berceau possède deux axes de symétrie qui permettent de simplifier à la fois sa description et son usinage et d'obtenir de meilleures performances mécaniques et thermiques.

La table antivibratoire

L'AFM métrologique est suspendu au centre d'une table antivibratoire dont le plateau en aluminium a été dessiné spécialement pour cette application (voir la Figure 4-2). Les dimensions globales de la table sur laquelle l'AFM métrologique est monté sont de $L \times l \times h = 1.1\ m \times 1.3\ m \times 0.8\ m$.

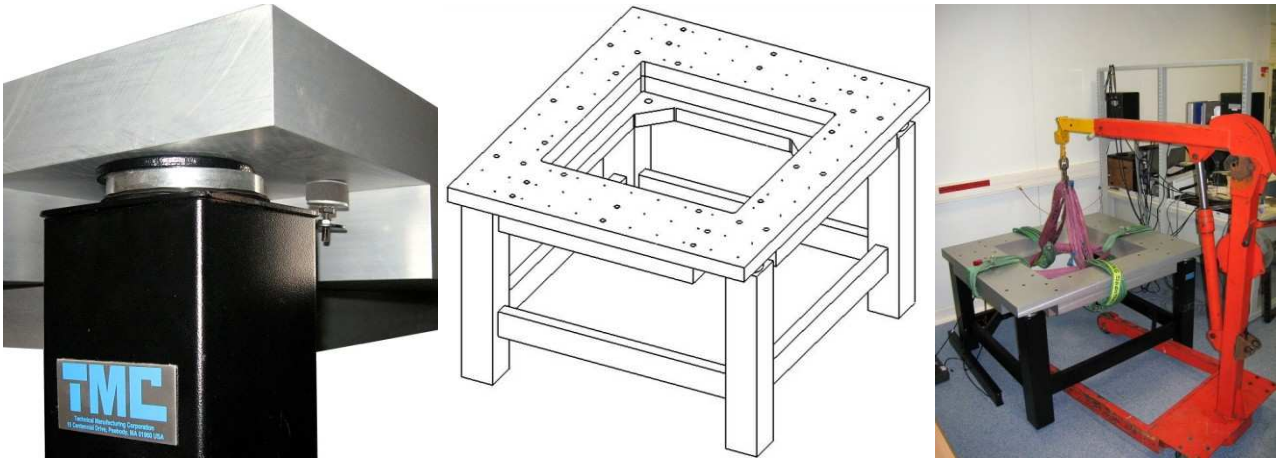


Figure 4-2 : La table antivibratoire au milieu de laquelle l'AFM métrologique est suspendu (au centre) et en cours d'installation (à droite) ; à gauche, vue de détail du posage du plateau sur l'un des pieds.

Il s'agit d'une table antivibratoire passive à air comprimé (TMC 68-500 Serie) qui assure un amortissement passif – par un jeu de valves et d'air comprimé – avec une atténuation de plus de 90% dès 10 Hz (fréquence de résonance du système à vide autour de 3 Hz).

Le plateau a été usiné en aluminium massif afin de bénéficier d'une grande rigidité et d'abaisser le plus possible la fréquence de résonnance afin de filtrer la plus grande gamme de fréquences. Il pèse 306 kg. L'aluminium est ici préféré à d'autres matériaux de façon à limiter l'apparition de gradients thermiques dans le support de l'AFM et donc de limiter les effets de flexion de la table qui pourraient être transmis au berceau.

Par ailleurs, la suspension de l'AFM métrologique au centre de la table antivibratoire permet de limiter les effets oscillants en plaçant le centre de gravité de l'AFM métrologique le plus bas possible – quelques centimètres en dessous du support pneumatique dans le cas présent. Elle est assurée par le biais d'un posage du berceau sur quatre billes logées dans des inserts en acier dans le plateau en aluminium. Il s'agit d'une modification du posage isostatique de Maxwell pour lequel un des trois « vé » est partagé en deux « demi-vé » comme le montre la Figure 4-3. Le posage isostatique permet de ne pas transmettre de contraintes depuis le table jusqu'au berceau et cette configuration permet de respecter l'encombrement disponible ainsi que la symétrie générale du berceau.

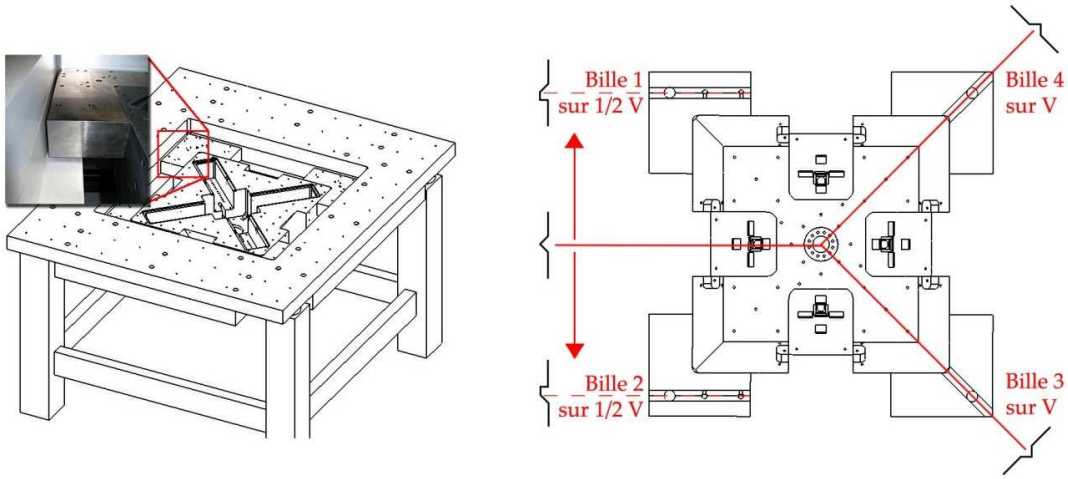


Figure 4-3 : Posage isostatique du berceau par les quatre équerres sur la table antivibratoire. A gauche, une représentation 3D du berceau suspendu au milieu de la table antivibratoire avec, en médaillon, une vue de détail de l'un des quatre posages isostatiques. A droite, le positionnement des quatre sites du posage isostatique.

4.1.2. Support de l'étage de translation

L'étage de translation de l'AFM métrologique – composé de deux platines de guidage en translation à lames flexibles et de trois actionneurs piézoélectriques (voir le chapitre suivant) est fixé au centre du berceau comme le montre la Figure 4-4.

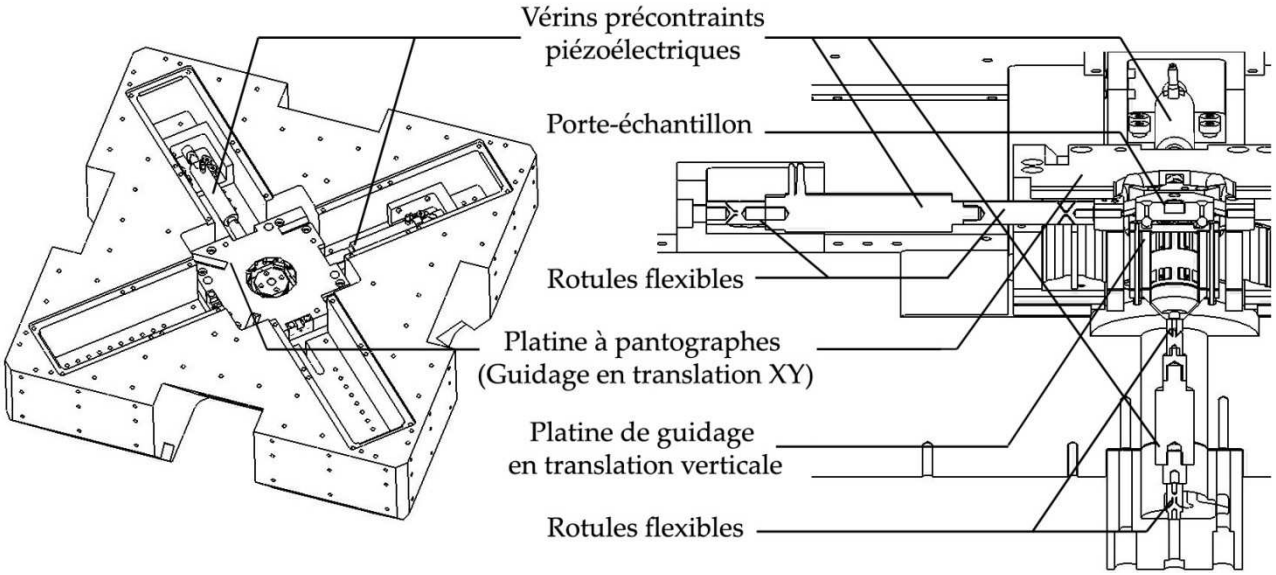


Figure 4-4 : Assemblage de l'étage de translation sur le berceau de l'AFM métrologique

Le porte-échantillon est placé au sommet de la platine de translation verticale. Comme l'AFM métrologique est un AFM petite course, il est indispensable de réaliser des déplacements d'exploration afin d'amener sous la pointe la portion de l'échantillon qui doit être caractérisée. Ces déplacements n'ont pas besoin d'être traçables et ils peuvent être réalisés sous le seul contrôle d'un microscope optique. C'est la raison pour laquelle on choisit de déplacer directement l'échantillon – placé sur son support magnétique – à l'aide d'un jeu de tringles actionnées par quatre moteurs à courant continu (M-232 Physik Instrumente) comme le montre la Figure 4-5.

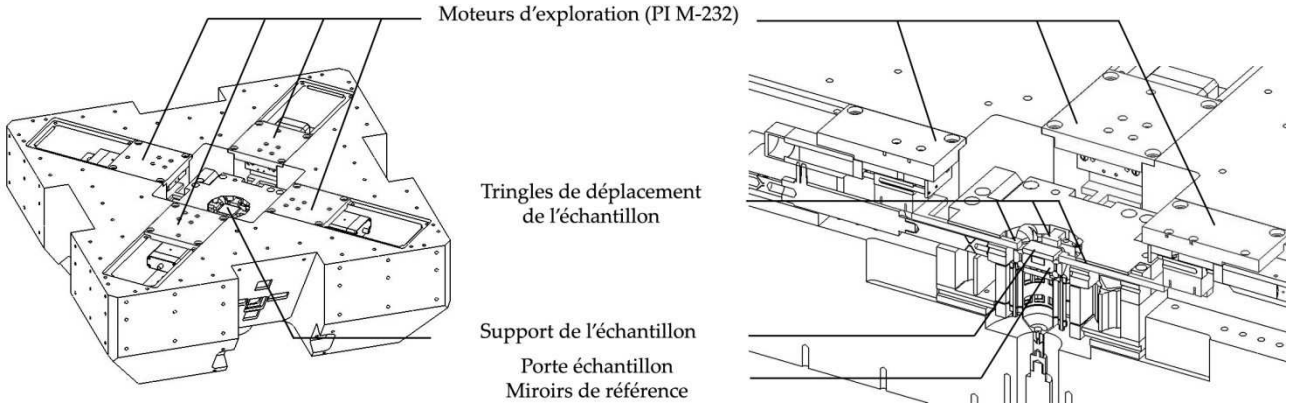


Figure 4-5 : Intégration sur le berceau de l'AFM métrologique des moteurs pas à pas utilisés pour réaliser les déplacements d'exploration.

Cette intégration permet de conserver l'alignement des interféromètres avec la pointe AFM et donc de ne pas dégrader l'erreur d'Abbe. Une fois le déplacement d'exploration réalisé, les tringles sont entièrement rétractées et les moteurs sont coupés afin de limiter l'impact thermique sur la chaîne métrologique. En ne déplaçant que l'échantillon, il n'est pas nécessaire d'étalonner la planéité des miroirs de référence car il n'y a pas de déplacement de grande amplitude entre le miroir et le faisceau.

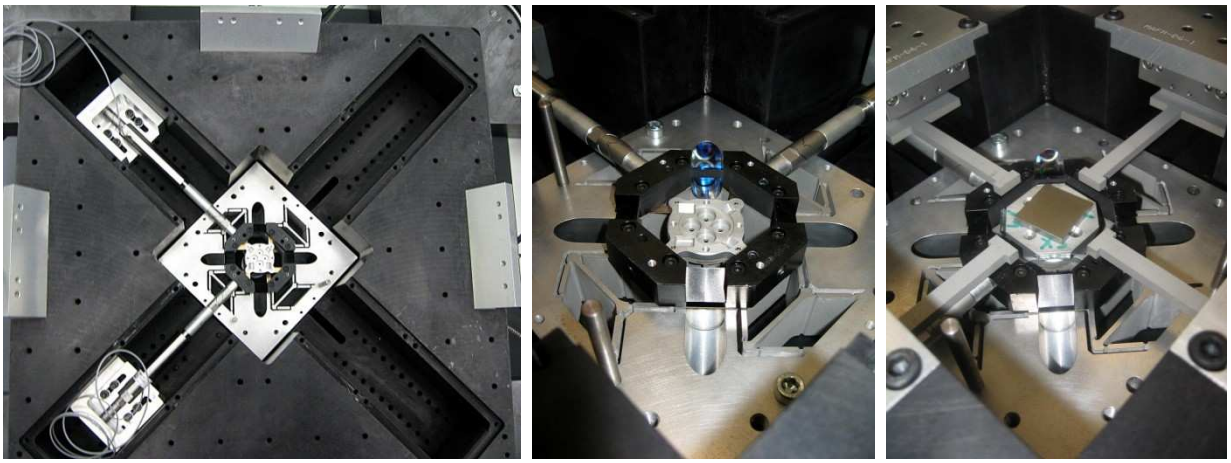


Figure 4-6 : Montage de l'étage de translation sur le berceau de l'AFM métrologique. A gauche, les platines de guidage sont reliées placées au centre du berceau. Au centre, vue de détail de la cavité pour un interféromètre différentiel. A droite, intégration des moteurs d'exploration.

4.1.3. Support de la chaîne métrologique

Le berceau permet aussi de mettre en place certains éléments de la chaîne métrologique, notamment les interféromètres différentiels. En fonction de la configuration de la chaîne métrologique qui a été définie dans le chapitre précédent, les quatre interféromètres différentiels sont placés sur les faces inférieures du berceau, sur quatre plans inclinés à 35° par rapport à la face supérieure du berceau comme on peut le voir sur la Figure 4-7.

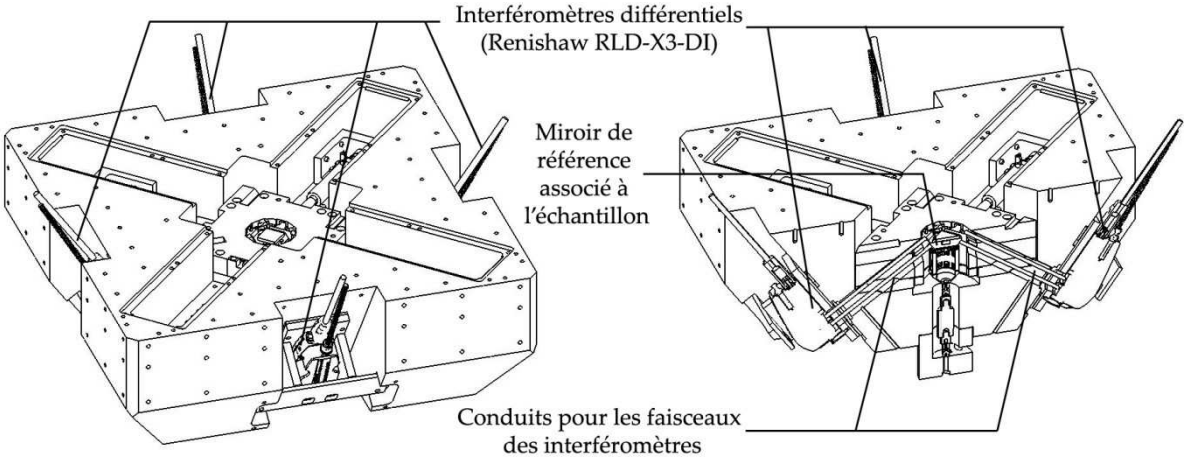


Figure 4-7 : Intégration des interféromètres différentiels sur le berceau suivant la configuration qui a été définie pour la chaîne métrologique

Les faisceaux des quatre interféromètres différentiels convergent au centre du berceau vers les miroirs de référence associés d'une part avec l'échantillon et d'autre part avec la pointe AFM. Ils traversent à la fois le berceau et les platines de translation ce qui permet ainsi de confiner les faisceaux depuis l'interféromètre jusqu'aux miroirs (voir le paragraphe 4.1.4).

Figure 4-8 : Intégration des interféromètres différentiels sur le berceau.

La fixation des interféromètres différentiels sur le berceau

Les quatre interféromètres différentiels sont montés sur des supports en aluminium qui possèdent une semelle en acier. Du côté du berceau, des aimants permanents (Supermagnet – Q-20-20-03) sont collés dans des logements prévu à cet effets sur les plans sur lesquels les interféromètres sont montés (Figure 4-9). Ils permettent de soutenir les interféromètres tout en autorisant les trois degrés de libertés nécessaires pour un mouvement plan sur plan (les deux translations dans le plan et la rotation suivant la normale au plan). Ces trois degrés de liberté permettent d'aligner les faisceaux des interféromètres avec la pointe AFM grâce à un outil de réglage spécifique.

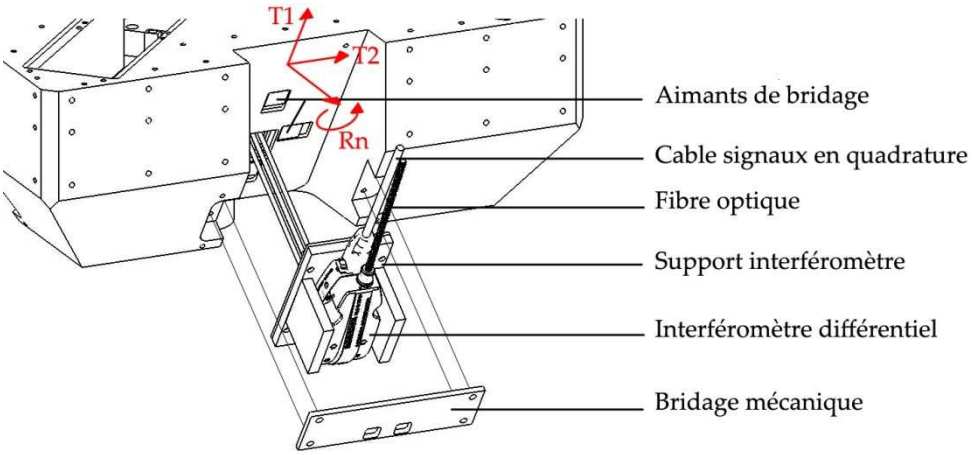


Figure 4-9 : Platines de réglage des interféromètres. Les degrés de libertés sont représentés en rouge : les deux translations dans le plan (T1 et T2) et la rotation suivant la normale (Rn).

Une fois l'alignement avec la pointe réalisé, les interféromètres sont bridés mécaniquement afin d'éviter tout glissement. Par ailleurs, les câbles sont bridés sur le berceau afin de ne pas transmettre de vibrations mécaniques.

4.1.4. Des aspects relatifs à la maîtrise des effets thermiques

Le berceau joue un rôle fondamental dans la stratégie de maîtrise des effets thermiques sur la chaîne métrologique et plus particulièrement sur les mesures interférométriques.

De la protection de la chaîne métrologique

Comme le berceau met en position les différents éléments de l'AFM métrologique, il est aussi le support à la propagation de la chaleur émise par les différentes sources. On dénombre douze sources de chaleur sur l'AFM métrologique : le moteur d'approche pointe-surface, les quatre moteurs utilisés pour les déplacements d'exploration, les trois actionneurs piézoélectriques et les quatre interféromètres différentiels.

Comme les interféromètres différentiels sont toujours allumés, ils représentent une source de chaleur continue pour l'AFM métrologique. D'après les caractéristiques techniques fournies par Renishaw, chaque tête différentielle dissipe une puissance de l'ordre du Watt.

En revanche, les actionneurs piézoélectriques sont des sources de chaleur qui dépendent de la fréquence et de l'amplitude des sollicitations :

Équation 4-1
$$P_{diss} = \frac{\pi}{4} \times \tan\delta \times f \times C \times U^2$$

Où P_{diss} est la puissance dissipée par une céramique piézoélectrique en fonction du facteur de perte $\tan\delta$ qui traduit le rapport entre la puissance dissipée et la puissance électrique fournie (typiquement, $\tan\delta = 2\%$), la fréquence d'oscillation f, la capacité équivalente C et l'amplitude de la commande en tension U. Si on suppose que le fonctionnement de l'actionneur vertical durant le balayage d'un échantillon standard est équivalent à un régime oscillant d'une amplitude de 100 nm (soit $U = 1V$) et à une fréquence de l'ordre du kilohertz, alors la puissance dissipée est de l'ordre de 0.1 mW. Pour les actionneurs utilisés pour le balayage de l'échantillon, on peut supposer un fonctionnement équivalent sur toute la gamme de déplacement ($U = 100V$) et à $f = 1Hz$; la puissance dissipée est alors de l'ordre de 4 mW. On constate ainsi que ces sources de chaleurs sont négligeables devant les interféromètres différentiels.

Enfin, les moteurs utilisés pour les déplacements d'exploration d'une part, et le moteur d'approche de la tête AFM sont utilisés temporairement et ils sont éteints une fois les fonctions correspondantes réalisées. Par conséquent, les dégagements de chaleur sont nuls durant la mesure par AFM. La source de chaleur liée à la tête AFM provisoire qui est utilisée ici (électronique de conditionnement de la photodiode quatre quadrants, diode laser…) n'est pas prise en compte dans la détermination du centre thermique dont il est ici question.

La Figure 4-10 illustre la répartition des sources de chaleur liées aux interféromètres par rapport à la pointe AFM.

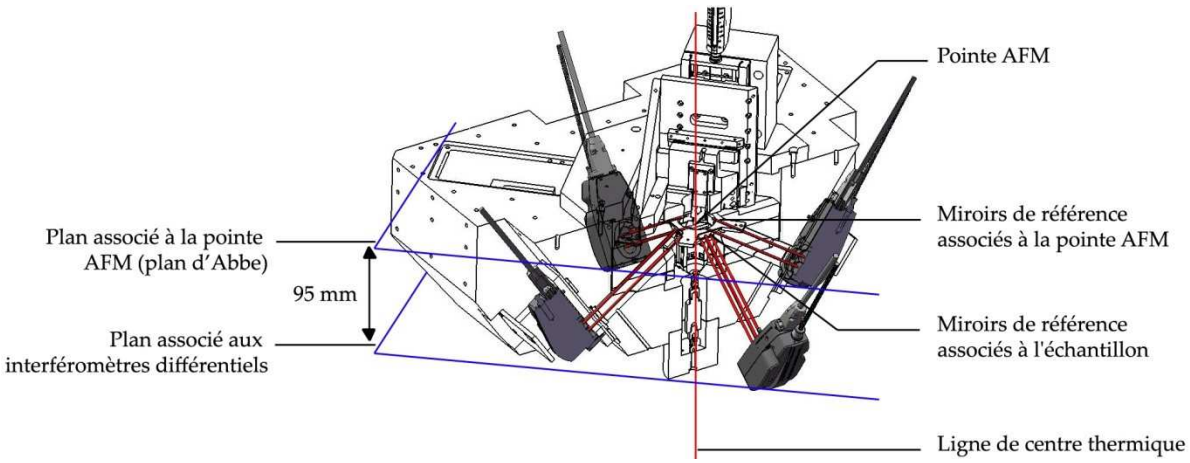


Figure 4-10 : Répartition des sources de chaleur sur le berceau de l'AFM métrologique. Le centre thermique est défini principalement à partir des interféromètres puisque toutes les autres sources de chaleur sont nulles durant le fonctionnement (moteurs d'approche et d'exploration) ou négligeables (actionneurs piézoélectriques).

On constate ainsi que grâce à cette disposition, les sources de chaleur sont réparties de façon totalement symétrique autour de la pointe AFM. Le centre thermique est donc confondu avec l'axe vertical qui passe par la pointe AFM. Cette configuration est optimale pour favoriser l'homogénéité de la température dans le berceau : elle favorise un mode de déformation homothétique pour lequel nous avons vu dans le chapitre précédent que l'impact sur la mesure interférométrique est nul.

Par ailleurs, l'éloignement des sources de chaleur associées aux interféromètres permet de protéger la chaîne métrologique située au centre du berceau : il joue le rôle d'un caisson thermique pour lequel les objectifs recherchés sont doubles :

- Créer une distribution homogène de température autour de la chaîne métrologique de façon à limiter les gradients de température et donc limiter les déformations par flexion de la chaîne métrologique.
- Isoler la chaîne métrologique des sources de chaleur et des variations de température du milieu extérieur afin de réduire l'impact sur celle-ci des radiations en provenance des opérateurs, des électroniques ou encore des effets de convection dans la salle ou dans l'instrument.

Les premières mesures réalisées sur l'AFM métrologique et présentées dans le chapitre 7 ont permis de vérifier ces hypothèses et les choix de conception qui ont été fait.

Du confinement des mesures interférométriques

Comme nous l'avons vu dans la partie d'introduction au contexte de l'étude, la mesure différentielle, pour être exacte, doit être réalisée dans des conditions bien particulières de stabilité et d'homogénéité de l'indice de réfraction de l'air. Afin de retrouver les conditions expérimentales qui avaient permis de minimiser l'influence des variations d'indice, les bras des interféromètres sont confinés sur tout le chemin optique (Figure 4-11).

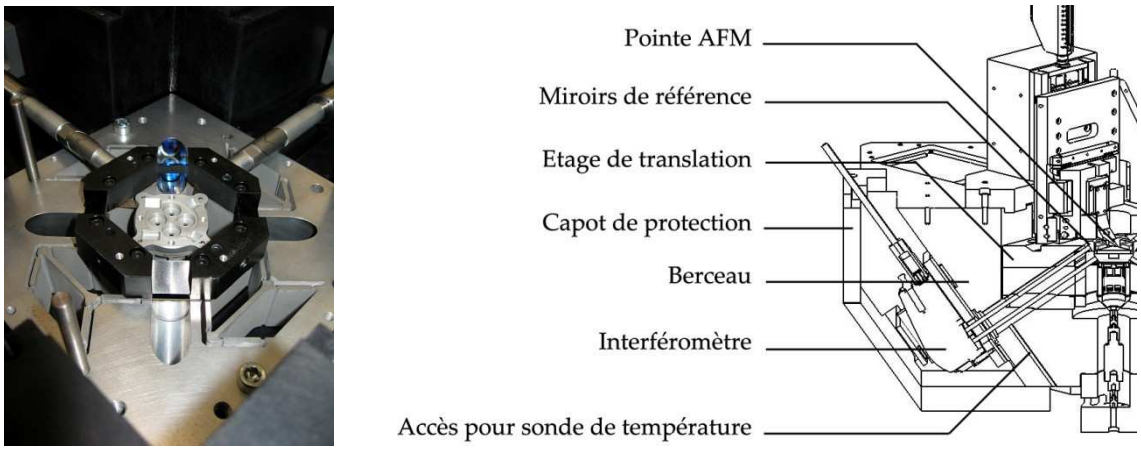


Figure 4-11 : Confinement des bras des interféromètres afin de stabiliser et d'homogénéiser l'indice de réfraction. A gauche, intégration des interféromètres au cœur du berceau – à droite, vue de coupe du passage des faisceaux des interféromètres à travers le mAFM.

Depuis fenêtre optique des têtes interférométriques jusqu'aux miroirs de référence, les faisceaux issus des interféromètres se propagent dans un volume d'air emprisonné au cœur du berceau et de l'AFM. D'importants volumes de matières – de l'aluminium principalement – isolent les couches d'air traversées du milieu extérieur au mAFM. De cette façon, la protection est maximale et les conditions qui avaient été testée dans le chapitre précédent devraient être ici retrouvées (voir les résultats expérimentaux dans le chapitre 7).

Par ailleurs, afin de limiter l'influence du milieu extérieur sur les têtes interférométriques Renishaw, ces dernières sont intégrées dans un caisson de protection supplémentaire en aluminium de façon à limiter les effets de dilatation à l'intérieur du boitier.

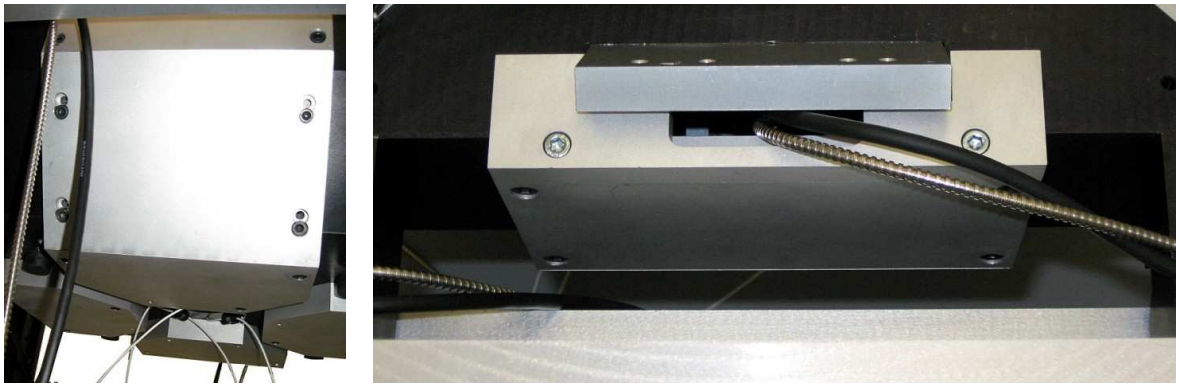


Figure 4-12 : Protection des interféromètres différentiels à l'aide de caissons en aluminium autour de chaque interféromètre.

Enfin, une mesure de température est prévue le long du chemin optique par le biais d'une sonde Pt100 insérée jusque dans les cavités empruntées par les bras des interféromètres. De cette façon, une mesure précise de l'indice de réfraction de l'air traversé est assurée en temps réel et de façon juste si les conditions expérimentales du chapitre précédent sont ici retrouvées.

4.2. Le porte échantillon

4.2.1. De la géométrie du porte échantillon

Dans la configuration qui a été choisie pour la chaîne métrologique, le porte échantillon fait aussi partie de la chaîne métrologique car il supporte les miroirs de référence qui permettront de définir le déplacement de l'échantillon sous la pointe AFM. La Figure 4-13 détaille cette pièce dont les dimensions extérieures sont de $41\ mm \times 41\ mm \times 9.7\ mm$.

Figure 4-13 : Le porte échantillon. à gauche, vue CAO du porte échantillon final. Au centre et à droite, prototype réalisé en aluminium avec des miroirs collés sur chacune des faces.

Si le prototype réalisé est en aluminium avec des miroirs collés sur les faces fonctionnelles, la version définitive du porte échantillon sera monolithique afin de garantir une plus grande rigidité et une meilleure stabilité.

4.2.2. Du choix des matériaux

Comme cette pièce est située au cœur de la chaîne métrologique, elle est soumise au besoin de stabilité évoqué dans le chapitre précédent. Ce besoin s'exprime suivant deux axes :

- La stabilité mécanique des éléments mécaniques qui constituent la chaîne métrologique. Les défauts de stabilité mécanique sont liés aux variations de chargement sur la chaîne métrologique. Ils proviennent principalement des effets de gravité sur les éléments en mouvement, des effets dynamiques liés aux mouvements et aux vibrations ainsi qu'aux efforts de frottement. Ces variations d'efforts déforment la chaîne métrologique. Il est donc nécessaire de choisir un matériau le plus rigide possible afin de limiter l'amplitude de ces déformations. Il existe de nombreux critères de sélections des matériaux définis en fonction des nombreuses propriétés mécaniques qui les caractérisent [6], [23]. La rigidité spécifique, définie par le quotient E/ρ [106], où E est le module d'Young et ρ est la masse volumique du matériau considéré, semble être ici un critère pertinent car il est important de limiter la masse du porte échantillon afin de conserver une bande passante élevée sur l'axe vertical de translation. La Figure 4-14 représente ce critère pour un certain nombre de matériaux.

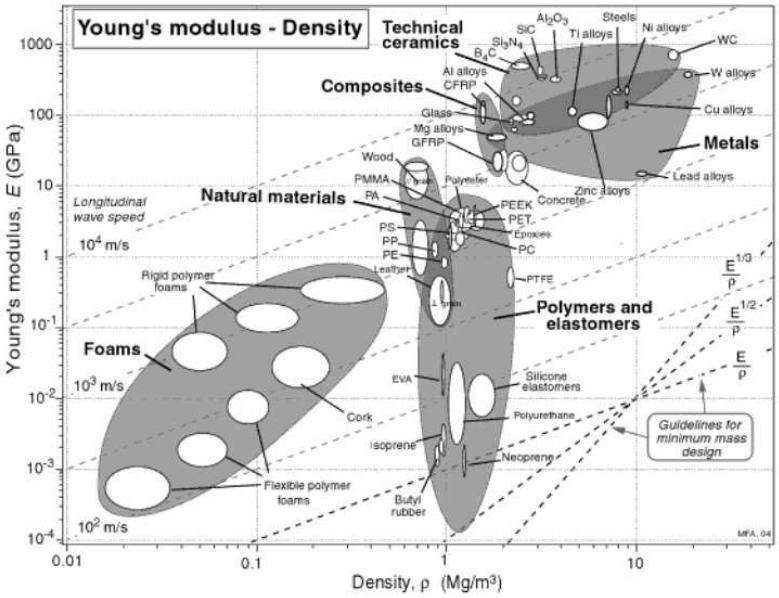


Figure 4-14 : Module d'élasticité en fonction de la densité pour plusieurs matériaux. Plus la densité est faible et plus le module d'Young est élevé et plus la rigidité spécifique correspondante est grande [6].

Une rigidité spécifique élevée correspond à un matériau léger et avec un module d'élasticité élevé. Un matériau qui possède de telles propriétés est donc tout à fait recherché pour concevoir les éléments mécaniques de la chaîne métrologique. La plupart des céramiques ont des rigidités spécifiques largement supérieures à celles des matériaux généralement utilisés pour la conception de machines : ainsi, si l'acier et l'aluminium ont des rigidités spécifiques de l'ordre de $0.3 \cdot 10^8\ Nm/kg$; celles du carbure de silicium (SiC) ou du carbure de bore (B_4C) sont 6 à 8 fois supérieures et permettent d'obtenir des structure légère et rigide.

- La stabilité thermique des éléments mécaniques qui constitue la chaîne métrologique est un enjeu important comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent. Deux critères sont retenus du point de vue thermique : le coefficient de dilatation thermique et le coefficient de conductivité thermique. La Figure 4-15 illustre ces coefficients pour un certain nombre de matériaux.

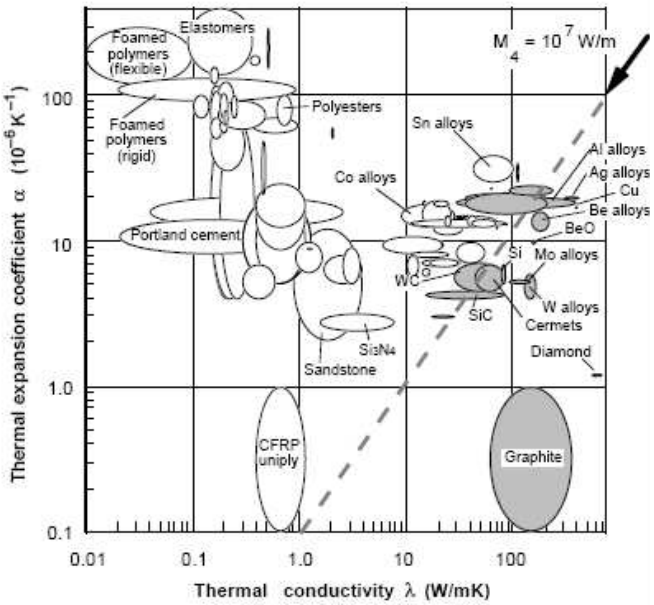


Figure 4-15 : Coefficient de dilatation thermique en fonction du coefficient de conductivité thermique pour différents matériaux utilisés dans la construction de machines. Le Zérodur se trouve en bas à gauche de la ligne en pointillés [6].

Une grande conductivité thermique et un faible coefficient de dilatation définissent un matériau idéal – au regard de ce critère – pour que la chaîne métrologique correspondante soit homogène thermiquement et se dilate peu sous l'effet de variations de la température. De ce point de vue, l'aluminium et l'acier ne sont pas adaptés alors que le graphite ferait un excellent candidat.

Finalement, le porte échantillon qui sera finalement intégré à l'AFM métrologique sera usiné dans du Zérodur afin de bénéficier de sa légèreté d'une part (il est aussi dense que l'Aluminium), parce qu'il possède un coefficient de dilatation thermique très faible (de l'ordre de 0.01 $\mu m/m/°C$) et parce qu'il est aussi rigide qu'un métal ($E = 91\ GPa$).

4.2.3. Du bridage des échantillons et du porte échantillon sur l'étage de translation

Afin de respecter la symétrie du montage imposée par la chaîne métrologique, le posage isostatique du porte échantillon sur l'étage de translation est assuré par le même montage que pour le posage du berceau sur la table antivibratoire. Le porte échantillon est posé sur le sommet de la platine de guidage vertical par le biais de quatre billes logées dans des demi-sphères usinées dans le porte échantillon d'une part, et dans quatre sites composés de deux « Vés » et deux « demi-Vés » comme le montre la Figure 4-16.

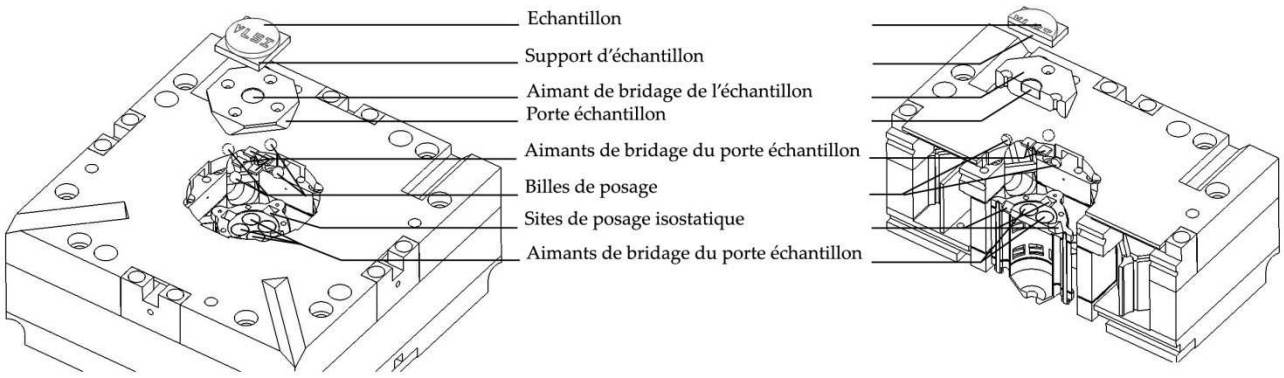


Figure 4-16 : Posage isostatique du porte échantillon sur l'étage de translation. Le bridage est assuré par huit aimants permanents qui plaquent le porte échantillon sur la platine de guidage.

Le porte échantillon est bridé sur l'étage de translation grâce à deux jeux de quatre aimants permanents collés en regard sur le porte échantillon et sur le sommet de la platine de guidage. Ce dispositif permet d'assurer la fonction de bridage (magnétique) sans perturber la mise en position définie strictement par le posage isostatique.

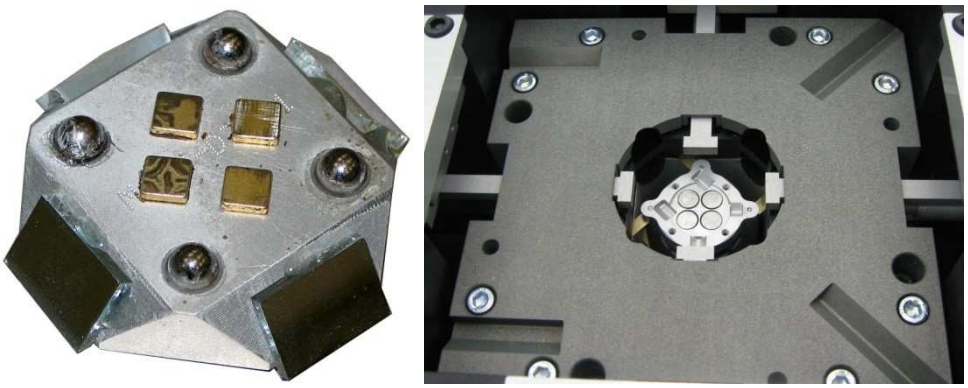


Figure 4-17 : Bridage du porte échantillon sur la platine de translation : les quatre billes collées sur le porte échantillon se logent dans les quatre sites de la platine de transaltion. des aimants collés à la fois sur le porte échantillon et sur la platine de translation permettent de brider le porte échantillon.

Enfin, l'échantillon est collé sur un support en Invar. L'épaisseur de ce support est ajustée afin d'amener la surface de l'échantillon dans le plan d'Abbe afin de minimiser l'offset d'Abbe. Un jeu de supports de tailles différentes permet d'adapter les variations d'épaisseur entre les échantillons. Le support d'échantillon est posé sur le prisme en Zérodur et bridé magnétiquement.

4.3. La tête AFM provisoire

4.3.1. Réalisation

En attendant de concevoir une tête spécifique optimisée pour des applications de nanométrologie dimensionnelle, l'AFM métrologique réutilise la tête commerciale PSIA XE-100 de l'AFM présenté dans le chapitre d'introduction. Un montage fonctionnel – et

imparfait en bien des aspects – permet de tester les développements qui sont présentés sur l'AFM métrologique.

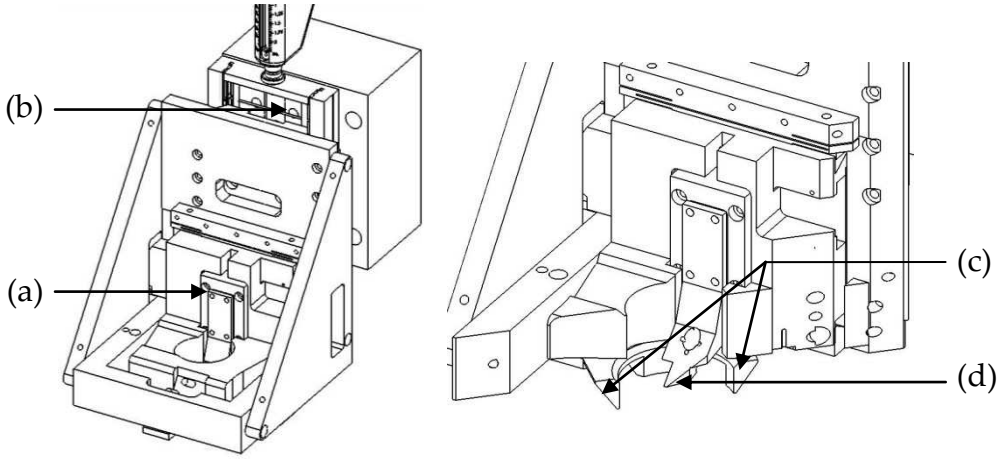


Figure 4-18 : La tête AFM temporaire qui a été développée pour l'AFM métrologique : la tête PSIA (a) est fixée sur un moteur d'approche (b) afin de l'amener jusque sur la surface de l'échantillon à mesurer. Quatre miroirs sont collés sur une couronne (c) qui permettra de mesurer la position relative de la pointe AFM (d) par rapport à l'échantillon.

La tête AFM est montée sur une platine de translation verticale motorisée (Newport – UMR-8.51, 51 mm de course disponible) qui permet de réaliser l'approche pointe-surface. Lorsque cette opération est réalisée, le moteur est éteint afin de limiter l'apport de chaleur.

Par ailleurs, les miroirs qui permettent de définir la position de la pointe par rapport à l'échantillon (voir la Figure 4-19) sont collés sur une couronne en aluminium liée à la tête AFM. Lorsque la pointe est au contact, les miroirs de la tête AFM sont coplanaires avec ceux du porte échantillon. La tête AFM est posée sur le berceau et centrée grossièrement.

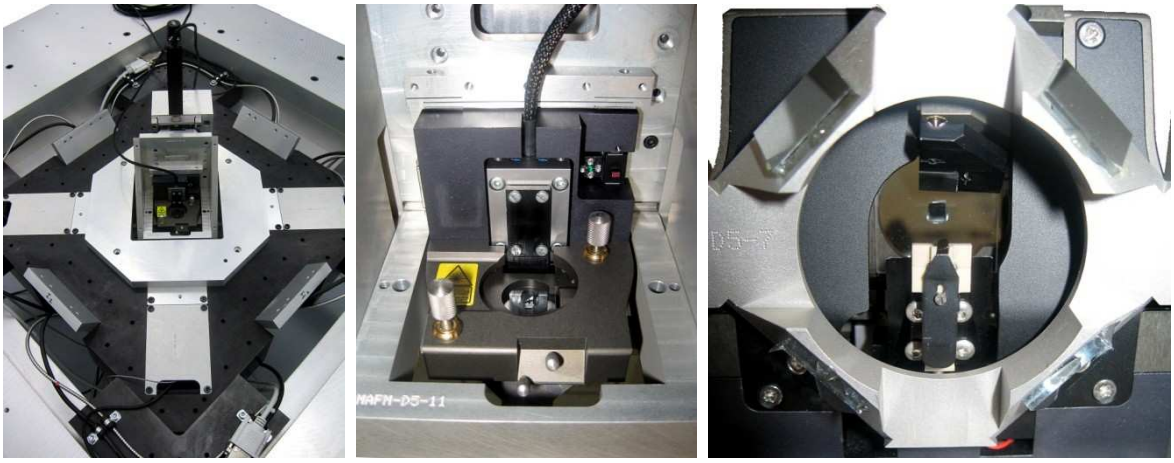


Figure 4-19 : Intégration de la tête AFM temporaire sur l'AFM métrologique (à gauche) : la tête PSIA (au centre) est adaptée de façon à placer la pointe AFM au centre des quatre miroirs utilisés par les interféromètres différentiels pour mesurer la position de la pointe par rapport à l'échantillon.

4.3.2. Cahier des charges prévisionnel pour une tête AFM spécialisée pour des applications métrologiques

Le cahier des charges pour une tête AFM conçue spécifiquement pour l'AFM métrologique est le suivant :

- Pour le système de détection des oscillations du levier :
  - Une excellente résolution verticale – typiquement meilleure que 0.1 nm.
  - Une bande passante élevée, de l'ordre de quelques MHz.
- Pour la chaîne métrologique :
  - Minimiser la chaîne métrologique, c'est-à-dire la distance entre la pointe AFM et les miroirs de référence utilisés par les interféromètres différentiels.
  - Réduire, éloigner, voire éliminer les sources de chaleur (diode laser, électronique de commande, photodiode quatre quadrants…) au niveau de la tête AFM.
  - Réduire la sensibilité de la tête AFM aux variations de température.
- Respecter la symétrie de l'AFM métrologique et l'encombrement disponible :
  - La tête AFM doit s'inscrire dans un volume inférieur ou égal à 170 x 170 x 100 mm^3.
  - Posage isostatique sur les sites prévus à cet effet au sommet de l'étage de translation.

4.4. L'électronique de commande

4.4.1. Objectifs et synopsis

L'objectif est ici de mettre en place une stratégie de pilotage de l'AFM métrologique, dont on peut résumer les objectifs principaux en deux points :

- Obtenir la meilleure résolution sur l'acquisition et la génération de signaux. En effet, du point de vue de l'acquisition des signaux, il ne faut pas que le système d'asservissement dégrade trop les performances des capteurs utilisés. Du point de vue de la génération de signaux, la plus grande résolution est recherchée car c'est elle qui conditionne la taille du plus petit pas réalisable avec l'instrument.
- Obtenir la plus grande bande passante afin de rendre l'asservissement de la pointe au dessus de l'échantillon le plus réactif possible et de pouvoir augmenter la vitesse de balayage. D'un point de vue métrologique, la réduction des temps d'imagerie permet en outre de limiter les dérives de température.
- Par ailleurs, de nombreuses études s'orientent aujourd'hui vers des AFMs ultra-rapides, c'est-à-dire capables de faire plusieurs images par secondes, afin

d'apporter une dimension supplémentaire – le temps – aux mesures [81], [105], [110], [121]. Si ces considérations sont très importantes dans le domaine de la biologie moléculaire par exemple, [4], [5] où l'AFM permet alors d'observer la cinématique moléculaire en temps réel, elles sont moins critiques pour des applications métrologiques. Dans notre cas, la notion de « grande » bande passante (de l'ordre du hertz pour le balayage XY) est largement inférieure à celle dont il est question dans ces applications dynamiques (plusieurs kHz pour le balayage XY et supérieur au MHz pour le scanner Z) qui mettent en jeu une instrumentation particulière dédiée à ces très hautes fréquences [38], [109], [111], [140].

La Figure 4-20 décrit l'architecture générale du pilotage de l'AFM métrologique pour ses fonctions principales.

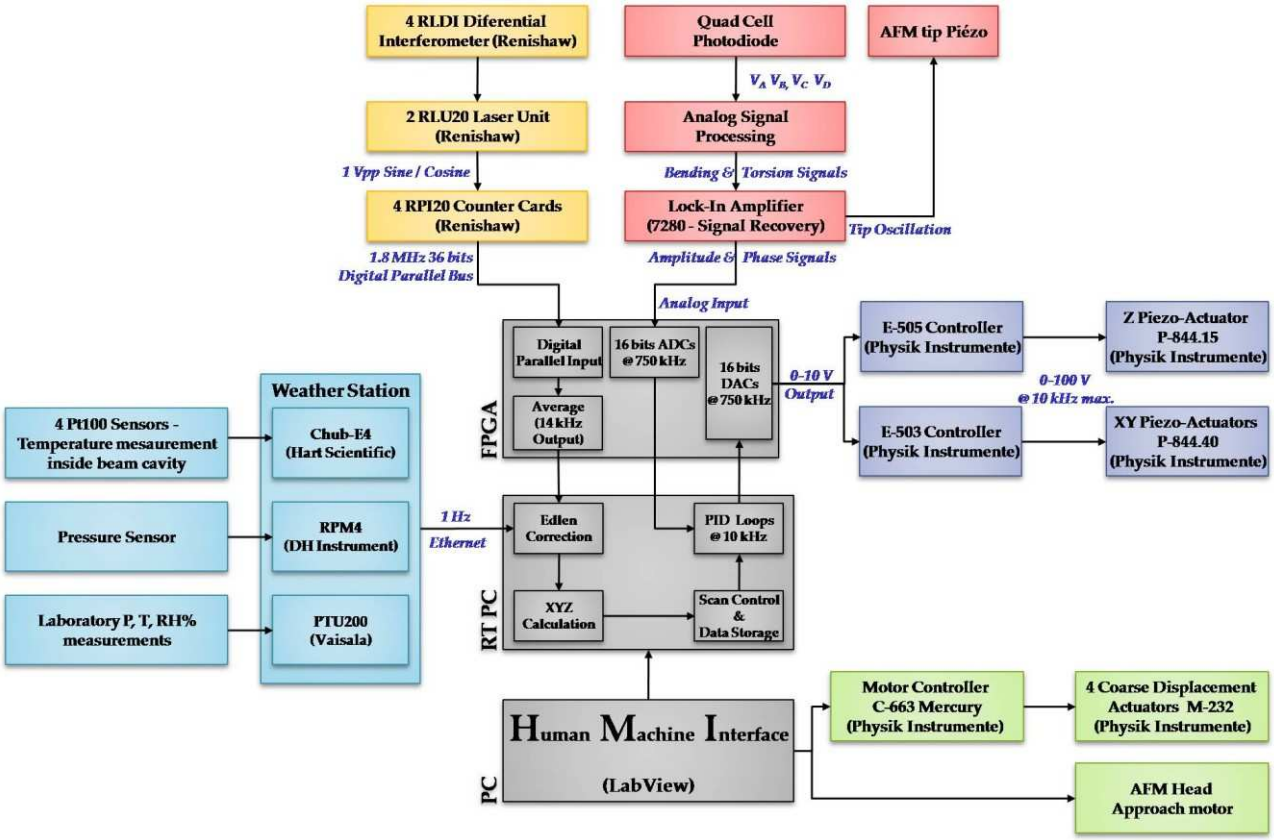


Figure 4-20 : synopsis du pilotage de l'AFM métrologique.

Le pilotage de l'AFM métrologique est organisé autour d'un PC Temps Réel couplé à un FPGA pour l'acquisition et la génération de signaux. Les fonctions temps réel sont intéressantes du point de vue métrologique afin de maîtriser les temps de boucles des différents programmes d'acquisition, de génération et de traitement et d'asservissement des signaux.

L'utilisateur pilote l'instrument au travers d'une Interface Homme-Machine hébergée sur un PC hôte qui contrôle à distance le PC temps-réel. Les développements informatiques sont réalisés entièrement sous LabView.

Comme toutes ces électroniques sont des sources importantes de chaleur et – dans une moindre mesure – de bruit, elles ont été placées dans une salle de contrôle située à côté de celle où se trouve l'AFM métrologique afin de ne pas perturber son fonctionnement.

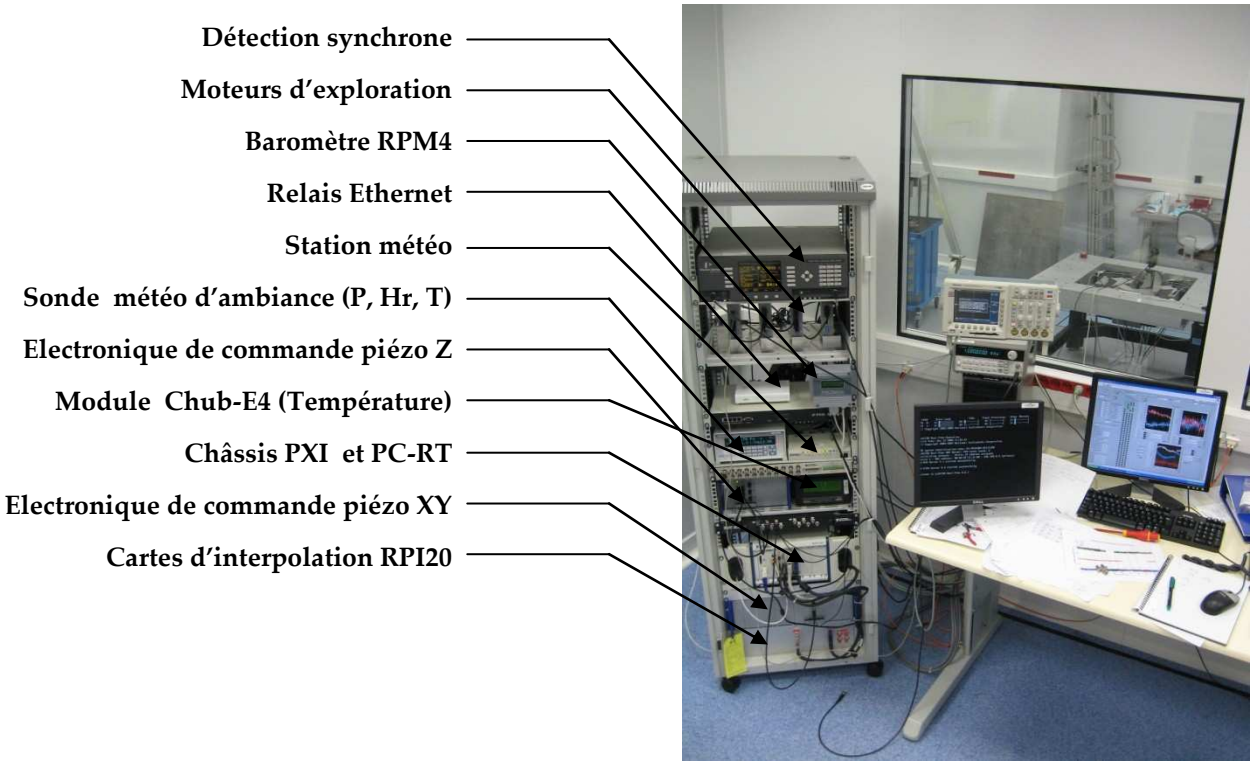


Figure 4-21 : Baie regroupant l'ensemble des électroniques de commande de l'AFM métrologique dans la salle de contrôle qui donne (en arrière plan) sur la salle de mesure où se trouve l'AFM métrologique.

4.4.2. Les signaux issus des interféromètres

Chaque interféromètre produit deux signaux analogiques (sinus – cosinus) 1 Vpp avec une période de 158 nm. Le taux de rafraichissement de ces signaux est de 4 MHz. C'est beaucoup plus rapide que la fréquence des phénomènes qui perturbent les mesures optiques (principalement les variations de l'indice de réfraction de l'air – quelques dizaines de Hertz [17]) ou que la fréquence visée pour le PID (environ 10 kHz). C'est un avantage prépondérant qui, s'il est conservé jusqu'à la chaîne d'acquisition et de traitement des données, permet de moyenner fortement les informations de position délivrées par les interféromètres différentiels et donc d'améliorer la résolution de la chaîne de mesure ainsi que le rapport signal à bruit.

Les signaux en quadrature issus des quatre interféromètres différentiels sont ensuite interpolés sur 12 bits par quatre cartes de comptage synchronisées (RPI20 – Renishaw Parallel Interface Units) par un déclenchement. Chacune d'entre elles fournit une information de position codée sur 36 bits avec une résolution de 38.6 pm mise à disposition dans des registres internes.

Pour lire ces registres, une carte FPGA (PXI-7852R, National Intruments embarquée dans un châssis PXI-1042) interroge le port numérique de communication des cartes RPI20.

L'acquisition est séquentielle pour chaque voie et permet d'obtenir un taux de transfert global de 1.8 MHz sans perte de résolution. Un moyennage sur 128 points complète cette acquisition et permet d'augmenter la résolution et le rapport signal à bruit (voir le Tableau 4-1 ci-dessous) au détriment de la bande passante qui chute à 14 kHz.

	Resolution	**Niveau de bruit**	
	(pm)	**@ 1.8 MHz (nm)**	**@ 14 kHz (nm)**
Interféromètres	38.6	0.4	0.15
Axes X, Y, Z	5.6	0.1	0.05

Tableau 4-1 : Résolution et niveau de bruit de la chaîne d'acquisition des mesures de positions délivrées par les interféromètres différentiels double passage.

Les données sont ensuite renvoyées depuis le FPGA vers un PC temps réel embarqué sur le châssis PXI (PXI-8106RT, National Instruments) afin de calculer les positions XYZ. Ces positions font intervenir les corrections liées à l'étalonnage (géométrie de l'instrument) et les corrections de l'indice de réfraction de l'air. Ces données corrigées alimentent une boucle PID qui permet de contrôler en position la platine de translation et de maintenir la pointe en interaction avec l'échantillon durant le balayage.

4.4.3. La station météo

Une station météo est nécessaire non seulement pour contrôler les conditions atmosphériques (température, pression et humidité) de la salle dans laquelle se trouve l'AFM métrologique, mais aussi pour corriger les mesures de position des variations de l'indice de réfraction de l'air.

Elle est composée d'un baromètre (RPM4 – DH Instruments) qui mesure la pression au niveau de l'AFM métrologique et d'une station météo (PTU300 – Vaisala) qui mesure la pression, l'hygrométrie et la température dans la salle. Enfin, quatre sondes de température Pt100 (connectées à un thermomètre multivoies 1529 Chub-E4 – Hart Scientific) sont intégrées dans les cavités où se propagent les faisceaux des interféromètres. Ces dernières mesurent les variations de température de la couche d'air traversée par les faisceaux.

Chaque instrument est connecté à un répartiteur Ethernet qui les relie au PC temps réel. Ce dernier les interroge à une fréquence proche de l'hertz. Ces données sont utilisées pour appliquer une correction d'Edlen spécifique sur chacune des voies interférométriques. Comme la fréquence de calcul de l'indice de réfraction est largement inférieure à celle d'acquisition des données interférométrique, une même valeur calculée sert à corriger un « lot » de données.

4.4.4. L'asservissement de la pointe AFM

La pointe AFM est asservie en mode contact intermittent dont la référence d'oscillation est fournie par une détection synchrone (model 7280 – Signal Recovery). Les oscillations du

levier sont détectées par la photodiode quatre quadrants intégrée sur la tête AFM PSIA-XE-100 et traités par une électronique qui renvoie des signaux correspondants à la flexion et à la torsion du levier. Ces derniers sont ensuite démodulés par la détection synchrone qui détermine l'amplitude et la phase de l'oscillation du levier. Les signaux sont ensuite numérisés sur 16 bits à 750 kHz par la carte FPGA. Ils sont utilisés dans la boucle d'asservissement pour maintenir les interactions pointe-surface constantes durant le balayage.

4.4.5. La génération de commande

Comme nous l'avons vu dans le chapitre précédent, les actionneurs piézoélectriques sont choisis selon plusieurs critères mécaniques (rigidité axiale, fréquence de résonnance) et électriques. Du point de vue électrique, un actionneur piézoélectrique est équivalent à une capacité qu'on charge pour en commander l'extension. Par conséquent, l'étage d'amplification qui le contrôle doit être capable de délivrer une forte impulsion de courant afin de réduire les temps de charges et augmenter la bande passante. Avec les actionneurs piézoélectriques choisis et d'un point de vue purement électrique (sans prendre en compte les caractéristiques mécaniques de la platine de translation), la bande passante disponible sur les amplificateurs E-503 pour les axes de balayage XY et E-505 pour l'axe Z est respectivement de quelques dizaines de Hertz (en pleine amplitude de déplacement) et quelques kilohertz (à 1 % de la gamme de déplacement, correspondant à une créneau de 150 nm) comme on peut le voir sur la Figure 4-22.

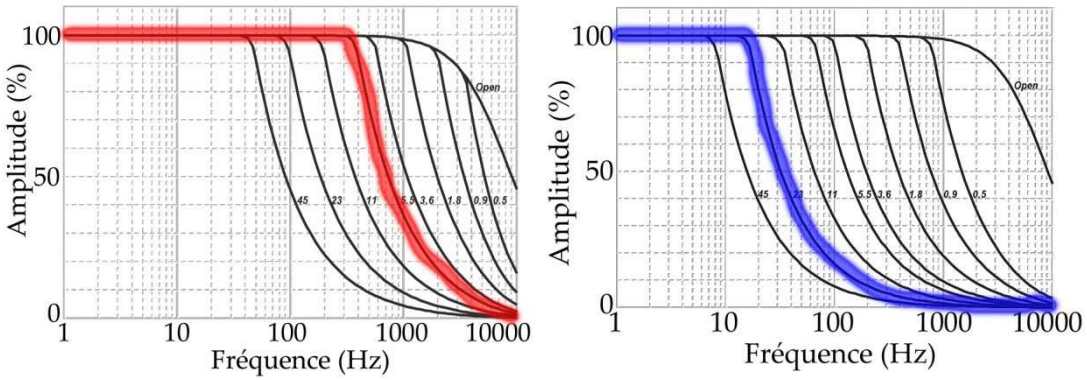


Figure 4-22 : Bande passante des alimentations basses tensions Physik Instrumente E-505 (à gauche) et E-503 (à droite) en fonction de la charge (sources : Physik Instrumente). Surlignée en bleu, la bande passante disponible sur l'amplificateur chargé par les vérins précontraints des axes XY du balayage (P-844.40 – Physik Instrumente) ; en rouge, la bande passante disponible sur l'alimentation chargée par le vérin précontraint de l'axe Z (P-844.10 – Physik Instrumente)

Par ailleurs, il est nécessaire de limiter le niveau de bruit sur la commande en sortie de la boucle d'asservissement car il se répercute directement sur le niveau de bruit en position sur l'actionneur. Pour une commande analogique de l'électronique de contrôle, le niveau de bruit typique est de l'ordre de quelques millivolts pour une gamme de 100V, ce qui correspond pour les actionneurs de 60 µm et 15 µm de course respectivement à un bruit en position de 0.6nm et 0.15 nm.

Au regard des objectifs recherchés, notamment en terme d'incertitude de mesure sur la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon, on choisit de piloter les actionneurs par le biais d'une commande en tension sur 10 V générée par la sortie la sortie analogique 16 bits du FPGA.

4.5. Quelques photos du mAFM dans la salle propre

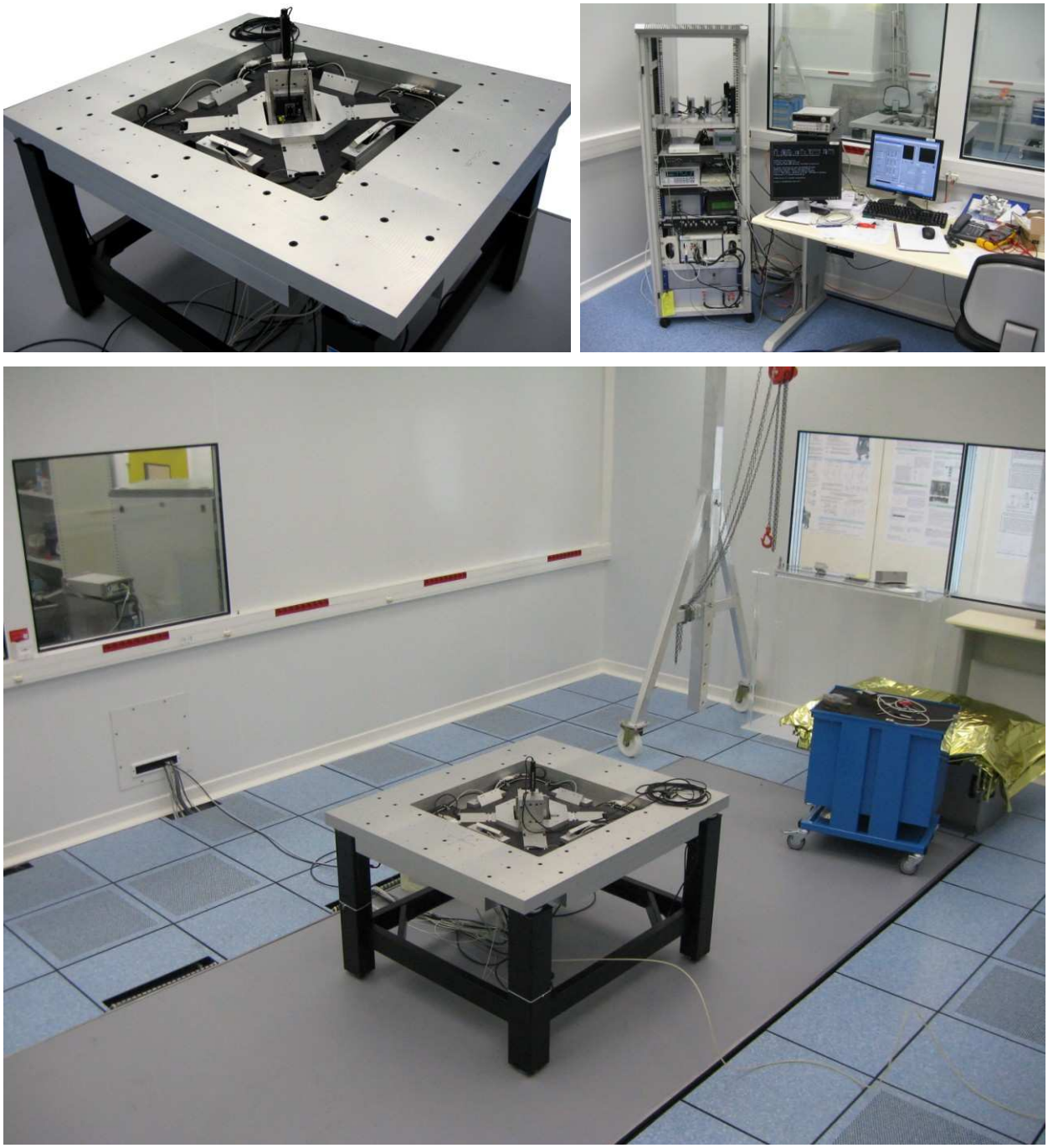


Figure 4-23 : Intégration de l'AFM métrologique dans la salle propre d'expérimentation. Les électroniques de commande et le poste de pilotage sont situés dans la salle de contrôle adjacente.

CHAPITRE

5

L'ETAGE DE TRANSLATION DE L'AFM METROLOGIQUE

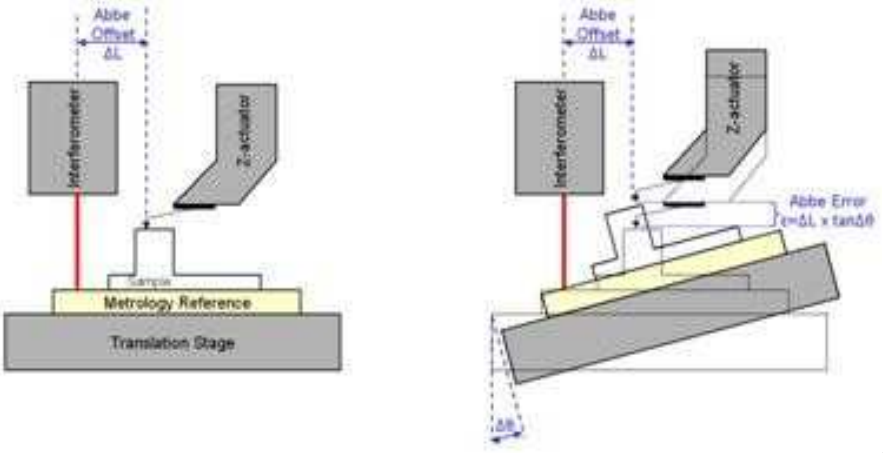
Dans ce chapitre la conception d'un étage de translation à trois degrés de liberté (T_X, T_Y et T_Z) pour le Microscope à Force Atomique métrologique est détaillée. Il est composé (i) d'une platine de guidage en translation qui permet de restreindre les degrés de liberté aux seules trois translations et (ii) d'un système d'actionnement qui permet de générer les déplacements.

Après avoir mis en évidence les besoins spécifiques pour chacun des axes, les choix de conception des prototypes des platines de guidage en translation XY d'une part et Z d'autre part sont détaillés et justifiés. Ces prototypes ont été caractérisés afin de valider les hypothèses de conception. Enfin, les différents aspects de l'actionnement des platines de guidages ainsi que leur mise en œuvre sur les prototypes sont abordés.

5.1. Introduction

5.1.1. Contexte de développement : l'AFM métrologique

Une étude bibliographique des AFMs métrologiques montre qu'une des composantes principales du bilan d'incertitude est l'erreur d'Abbe [25], [64], [65], [67], [70], [88], [89]. Comme nous l'avons abordé dans le chapitre précédent et présentée sur la Figure 5-1, cette erreur est définie par le produit de la quantité de rotations parasites $\Delta\theta$ et de l'offset d'Abbe ΔL. Les rotations parasites proviennent des défauts de guidage introduits par les dispositifs qui génèrent le déplacement relatif de la pointe AFM par rapport à l'échantillon. L'offset d'Abbe correspond, dans le cas de l'AFM métrologique, à la distance entre l'axe de mesure de l'interféromètre utilisé et la zone d'interaction pointe-échantillon.



$$Erreur\ d'Abbe\ \varepsilon \approx \Delta L \times \Delta\theta$$

Figure 5-1 : Interprétation de l'erreur d'Abbe pour un AFM métrologique. A gauche, l'AFM dans son état initial, avant de faire un balayage. A droite, l'AFM pendant le balayage : la platine de translation a généré un mouvement de rotation parasite qui entraîne au niveau de la pointe AFM un écart entre la topographie réelle et celle perçue par l'instrument. L'interféromètre quant a lui n'a mesuré aucun déplacement.

Ces rotations sont facilement mesurables en utilisant par exemple un autocollimateur [37] ou un interféromètre trois voies. Elles sont donc parfaitement quantifiables. L'offset d'Abbe est en revanche beaucoup plus difficilement évaluable par mesure directe. De fait, il est souvent associé aux limites mécaniques d'alignement du capteur de position avec la pointe AFM. En supposant (i) que cet alignement soit réalisé avec une précision comprise entre la centaine de micromètres et quelques millimètres et (ii) que la rotation parasite générée par une platine de translation piézoélectrique standard soit de l'ordre de la dizaine de microradians, alors l'erreur d'Abbe engendrée varie de quelques nanomètres à plusieurs dizaines de nanomètres. Il est donc primordial de minimiser cette erreur afin d'atteindre les objectifs d'incertitude de mesure visés (i.e. de l'ordre du nanomètre).

Plusieurs voies sont possibles pour réduire l'impact de l'erreur d'Abbe dans le bilan d'incertitude de l'instrument :

- La première, la plus répandue dans la littérature [44], [58], [60], [61], [62], [85], vise à réduire la première composante de l'erreur d'Abbe – l'offset d'Abbe ΔL – jusqu'à une valeur minimale en optimisant et en ajustant finement la position des capteurs. Dans la configuration de l'AFM métrologique du LNE, le type d'interféromètres utilisés, leur agencement et les facilités disponibles d'alignement ne permettent pas d'exploiter pleinement cette voie pour notre application.
- La deuxième voie consiste à mesurer l'offset d'Abbe ΔL ainsi que les défauts de guidage en rotation $\Delta\theta$, de vérifier leur répétabilité et finalement de compenser l'erreur d'Abbe lors du déplacement [37] par une correction logicielle. Dans le cas de l'AFM métrologique, cette voie a été exclue car il est difficile de supposer que l'amplitude des rotations parasites reste inchangée lorsque la masse embarquée et la vitesse de balayage de la platine varient (ce qui est le cas).

- La troisième voie, consiste à mettre en œuvre un générateur de déplacements à six degrés de liberté asservi en translations et en rotations afin d'appliquer une correction matérielle pour compenser tous les défauts de guidage durant le déplacement. Cette solution est peu utilisée dans les différents laboratoires nationaux de métrologie [30] car elle est onéreuse. Elle n'a donc pas été retenue pour l'AFM métrologique.
- Enfin, une dernière voie consiste à minimiser la seconde composante de l'erreur d'Abbe – les rotations parasites $\Delta\theta$ – en disposant d'un générateur de déplacements compatible avec le cahier des charges et possédant de très faibles rotations parasites. C'est cette solution qui a été retenue pour le développement de l'AFM métrologique. Ce choix, qui dans notre cas a nécessité le développement d'un système de guidage mécanique spécifique, sera justifié et détaillé dans les paragraphes suivants.

5.1.2. Le cahier des charges de l'étage de translation

Compte tenu de son utilisation en microscopie à force atomique, cet étage de translation doit satisfaire aux caractéristiques fonctionnelles suivantes :

- Les axes X et Y doivent assurer le balayage relatif de la pointe AFM par rapport à l'échantillon selon un mode continu (la commande en tension des actionneurs est linéaire) ou séquentiel (la commande en tension des actionneurs a la forme de marches d'escalier), sur une amplitude d'environ 60 µm et à une fréquence de balayage de l'ordre de quelques lignes par seconde.
- Pour l'axe Z, l'objectif est de générer un mouvement relatif vertical de la pointe par rapport à l'échantillon sur une amplitude d'une dizaine de micromètres. Il s'agit aussi de conserver la pointe AFM dans des conditions d'interactions constantes avec l'échantillon durant le balayage de la surface, afin d'en mesurer la topographie (par exemple à déflexion constante dans le cas du mode contact ou encore à amplitude constante des oscillations du levier dans le cas du mode contact intermittent). Afin d'être capable de suivre les variations abruptes de la topologie, la bande passante de l'étage de translation suivant cette direction doit être largement supérieure à celle des axes X et Y : plus elle est grande et plus la vitesse de balayage peut être élevée, réduisant les temps de caractérisation de l'échantillon. Dans notre cas, l'objectif recherché est d'atteindre pour cet axe une bande passante de l'ordre de 2 kHz afin de pouvoir réaliser une image en une dizaine de minutes.
- L'incertitude visée sur la mesure de position de la pointe AFM par rapport à l'échantillon est de l'ordre du nanomètre. Cette incertitude ne prend pas en compte les contributions liées à la pointe AFM. Au regard de la configuration que nous avons choisie pour l'AFM métrologique, de la difficulté de mise en œuvre et d'alignement des capteurs de position, nous estimons en première approximation l'offset d'Abbe à environ 1 mm. Dans ces conditions, les rotations parasites doivent être inférieures au microradian sur l'ensemble de la course afin de générer une

erreur d'Abbe d'un nanomètre. A l'époque où le projet de l'AFM métrologique a débuté (en 2006), aucune platine de translation commerciale ne possédait de si faibles défauts de guidage. La solution qui consiste à limiter les rotations parasites sur l'étage de translation d'un AFM métrologique est quasiment inexploitée jusqu'à présent [63].

Il s'agit donc de concevoir un étage de translation construit autour d'un système de guidage en translation qui contraint les rotations parasites et d'un ensemble d'actionneurs. En fonction du cahier des charges qui vient d'être présenté, celui-ci ne doit posséder que trois degrés de liberté : les translations T_X, T_Y et T_Z. Les autres degrés de libertés, correspondant aux trois rotations R_X, R_Y et R_Z, sont considérés comme des défauts de guidage.

5.1.3. Architecture choisie pour le guidage en translation

Les besoins définis dans le cahier des charges présenté précédemment sont opposés suivant les axes X, Y et Z : l'amplitude des courses nécessaires sur les axes X et Y est presque dix fois plus grande que celle de l'axe Z (60 µm pour les axes XY et 15 µm pour l'axe Z) avec une bande passante 200 fois plus faible (environ 10 Hz contre 2 kHz). Il est donc nécessaire de définir une architecture adaptée qui permette d'atteindre ces objectifs. Il existe deux types fondamentaux d'architecture pour les platines à plusieurs axes de translation :

- Le premier type est l'architecture série (voir la Figure 5-2 – gauche) qui résulte de l'empilement de plusieurs éléments de guidage élémentaires à un degré de liberté (des liaisons glissières dans notre cas). L'avantage de cette solution réside dans sa relative simplicité de conception, d'assemblage et de pilotage. D'autre part, l'obtention de grandes courses est possible avec un faible couplage entre les axes. En revanche, l'empilement des différents étages entraîne une chute de la rigidité globale et un accroissement de la masse. Cette architecture n'est donc pas particulièrement adaptée à des modes opératoires hautes fréquences. Par ailleurs, il est nécessaire d'embarquer les actionneurs et les câbles d'alimentation dans les étages empilés ce qui augmente la masse embarquée et risque de détériorer la qualité du guidage par frottement des câbles sur la masse mécanique. Enfin, compte tenu de notre problématique, un des inconvénients majeur est le cumul des erreurs de guidage provoqué par l'empilement des différents étages. Ce cumul rend l'objectif encore plus difficile à atteindre car il nécessite que chaque étage possède des qualités de guidages supérieures aux performances recherchées afin que l'ensemble respecte finalement le cahier de charges. En termes de rotations parasites, cette solution n'est pas adaptée pour l'AFM métrologique. Cependant, elle autorise la mise en œuvre d'éléments distincts dont les caractéristiques dynamiques peuvent être différentes.
- Le second type est l'architecture parallèle (voir la Figure 5-2 – centre) qui met en œuvre plusieurs liaisons de même type qui relient toutes la partie mobile à la masse

mécanique, éliminant ainsi les étages intermédiaires et les actionneurs embarqués. Elle offre l'avantage d'être plus compacte et plus légère que l'architecture série car elle permet d'échapper à l'empilement des différents étages. Elle est aussi plus rigide par la mise en parallèle des raideurs de chaque chaîne de solides, actionneurs et liaisons qui relient la partie mobile à la masse mécanique. L'architecture parallèle est donc mieux adaptée à des applications qui nécessitent des bandes passantes élevées. Les différents axes d'actionnement sont couplés : le déplacement de la partie mobile suivant une direction donnée ne peut plus se faire par la commande simple d'un seul actionneur, mais par une commande simultanée de plusieurs axes. Par conséquent, il est nécessaire de découpler les axes d'actionnement afin de ne pas transmettre d'efforts transverses aux actionneurs et de ne pas les endommager [95]. Tout comme l'architecture série, la chaîne parallèle, telle qu'elle est présentée ici, n'est donc pas complètement adaptée au cahier des charges.

Ainsi, à l'aide d'un montage totalement série, il semble difficile d'obtenir les qualités de guidages recherchées. Par ailleurs, l'utilisation d'un montage totalement parallèle ne permettrait pas d'obtenir facilement la bande passante nécessaire sur l'axe Z. Le compromis adopté met donc en œuvre un système hybride de chaîne série-parallèle (voir la Figure 5-2 – droite) : les axes XY sont guidés en translation par une structure parallèle afin de minimiser les rotations parasites. Le guidage en translation suivant l'axe Z est quant à lui disposé en série du premier étage afin de minimiser la masse embarquée et d'obtenir la bande passante recherchée – tout en conservant les qualités de guidage recherchées.

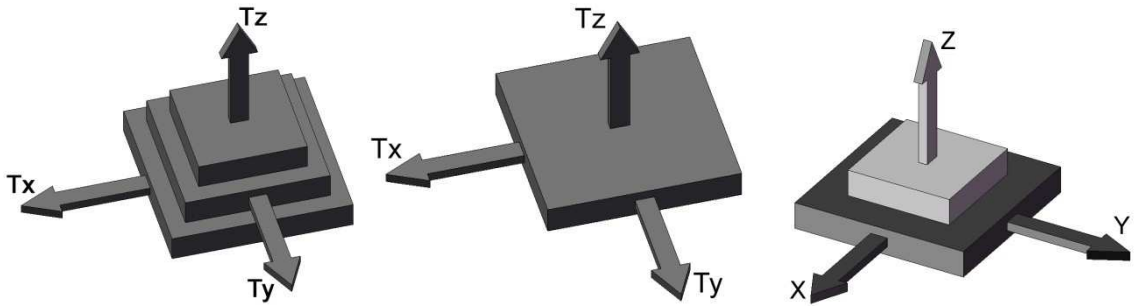


Figure 5-2 : Types possibles d'architectures pour un guidage en translation à trois degrés de liberté. A gauche, la structure série résultant d'un empilement de guidages en translation à un degré de liberté chacun. Au centre, la structure parallèle à trois degrés de liberté. A droite, la structure série-parallèle choisie pour l'AFM métrologique et constituée d'un guidage en translation parallèle dans les directions XY auquel on ajoute en série le guidage en translation dans la direction Z.

En conclusion, cette solution permet d'approcher au mieux les performances dynamiques recherchées suivant l'axe Z. En revanche les erreurs de guidages sont cumulées entre les étages XY et l'étage Z. Il est donc impératif que les deux éléments de guidage aient des rotations parasites inférieures au microradian.

Dans les paragraphes qui suivent, les axes X et Y sont orthogonaux et définissent un plan horizontal ; l'axe Z est perpendiculaire à ces derniers et le trièdre (O, X, Y, Z) est direct.

5.2. Le guidage en translation XY – la platine à pantographes

Cet étage de translation a pour objectif d'imposer à sa partie mobile un mouvement plan qui résulte de la combinaison de deux translations rectilignes horizontales et orthogonales. Ces deux translations correspondent à des degrés de libertés tandis que tous les autres degrés de liberté – les trois rotations principalement mais aussi, dans une moindre mesure, la translation verticale – sont considérés comme des défauts de guidage.

Il est donc nécessaire de mettre au point un type et un agencement particulier de liaisons cinématiques de façon à ce que les raideurs associées aux directions dans lesquelles le mouvement est souhaitable soient faibles devant celles associées aux degrés contraints.

5.2.1. Le pantographe

La solution que nous avons mise en œuvre est construite autour d'un pantographe (Figure 5-3). Il s'agit de l'association de deux parallélogrammes déformables qui relient la partie mobile de l'étage de translation à la masse mécanique. Le pantographe est constitué de sept bras répartis en deux chaînes (indicées 1 et 2 sur la Figure 5-3). Chaque chaîne est elle même composée de deux bielles (ab_i et bc_i) et de trois liaisons pivots (A_i, B_i et C_i) dont les axes de rotation (suivant la direction Z) sont perpendiculaires au plan du pantographe (XY). Ces deux chaînes sont reliées entre elles au niveau des liaisons pivots par trois bielles a, b et c.

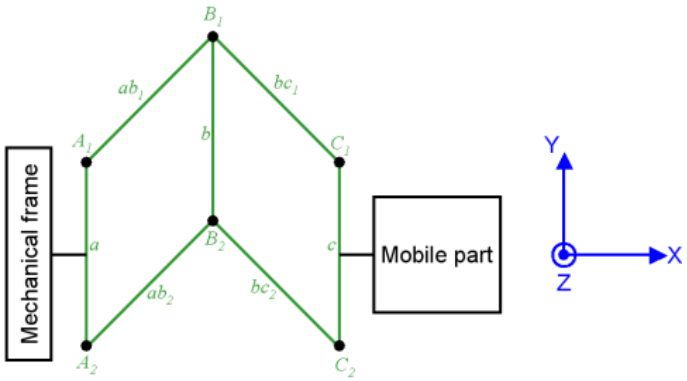


Figure 5-3 : Représentation d'un pantographe reliant la masse mécanique (à gauche) à la partie mobile (à droite) : il s'agit d'un double parallélogramme dont les sept bras (en vert) sont articulés à chaque extrémité par des pivots (disques noirs).

L'annexe B décrit le fonctionnement d'un pantographe pour atteindre l'objectif de guidage en translation.

5.2.2. Réalisation pratique d'un pantographe

La réalisation de la platine à pantographes nécessite de matérialiser les pivots sur chaque sommet des parallélogrammes. Cependant, compte tenu de la course utile nécessaire et des dimensions des pantographes (quelques dizaines de millimètre seulement), la réalisation d'un assemblage mécanique dans un si petit encombrement ne semble pas être

la meilleure solution. Par ailleurs, les éléments qui présentent du jeu et du frottement ne sont pas compatibles avec les objectifs de précision de guidage recherchés. Pour toutes ces raisons, nous avons choisi de réaliser les pivots des pantographes à l'aide d'éléments flexibles qui offrent en outre les avantages suivants :

- L'absence de frottements entre les éléments fixes et mobiles.
- L'absence de jeu et d'usure qui limitent les phénomènes d'hystérésis et augmentent la répétabilité du guidage.
- La résolution d'un système qui ne dépend que des caractéristiques de l'actionneur utilisé.
- Enfin, une des raisons principale est la possibilité d'usiner la platine de guidage à partir d'un monolithe de métal, ce qui permet de réduire les défauts d'usinage et de maximiser la symétrie du montage et l'homogénéité de tous les cols minces.

Chaque pivot d'un pantographe est ainsi matérialisé par un col circulaire [119] : il s'agit d'une poutre de section rectangulaire de hauteur b et dont l'épaisseur h suit un profil décrivant deux demi-cercles concaves de rayon r et qui délimitent un voile mince d'épaisseur e (voir la Figure 5-4). Lorsqu'un moment de flexion M est appliqué à l'extrémité d'un col circulaire, la contrainte peut être calculée par la formule suivante : $\sigma = \frac{6M}{b \times e^2}$. La Figure 5-4 montre la répartition de la contrainte en fonction de la position le long du col circulaire pour un moment imposé.

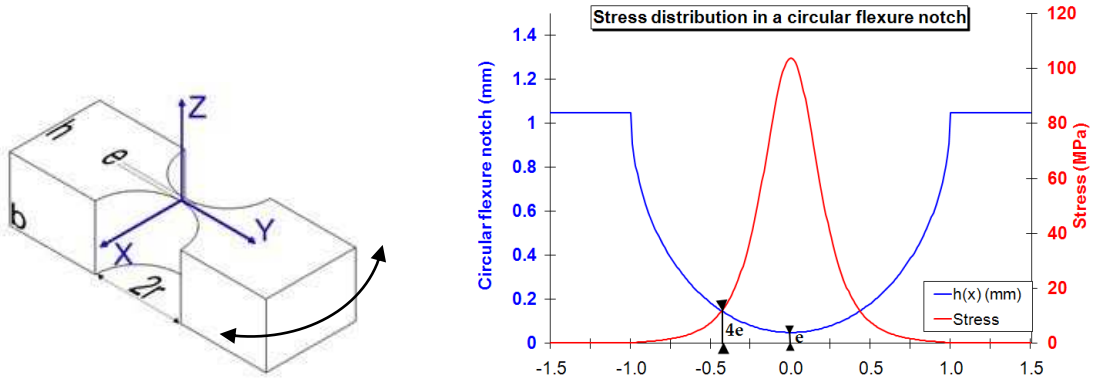


Figure 5-4 : Le col circulaire est équivalent à un pivot d'axe Z (à gauche). A droite, la distribution de la contrainte – courbe rouge – est représentée en fonction de la position le long du col pour un moment imposé – courbe bleu – Elle est localisée sur la portion la plus mince du col circulaire et matérialise un axe de rotation.

Comme l'intensité des contraintes est inversement proportionnelle au carré de l'épaisseur du col, elles sont localisées au centre de l'amincissement du col circulaire. Ainsi, à la position où l'épaisseur du col est de $4e$, la contrainte y est 16 fois plus faible que dans la partie centrale. Par conséquent, le col circulaire constitue, tel qu'il est défini ici, une liaison cinématique équivalente au pivot. Il est adapté à des petits angles de rotation.

Contrairement à un pivot parfait, le col circulaire ne possède pas de rigidités infinies dans les directions contraintes : elles sont limitées par ses dimensions ainsi que celles de la poutre dans laquelle il est réalisé. Par conséquent, le dimensionnement des cols circulaires

mène à des compromis sur les rapports de rigidité entre les différents degrés de liberté et certains degrés contraints. De même, les bielles qui relient les pivots sont désormais des poutres rectangulaires avec une épaisseur non nulle et dont les rigidités ne sont pas infinies. La Figure 5-5 présentée ci-dessous détaille le prototype de l'étage de translation qui a été usiné.

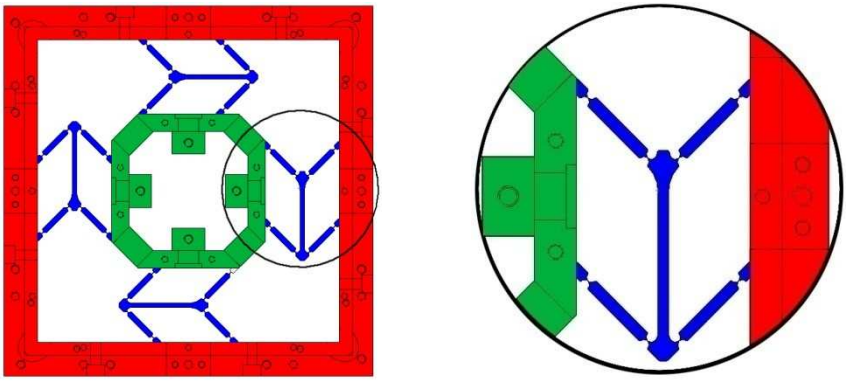


Figure 5-5 : La platine à pantographes est composée d'une partie mobile – en vert – de quatre pantographes – en bleu – et de la masse mécanique – en rouge.

La platine à pantographes (Pantograph Based Flexure Stage : PBFS) est constituée de quatre pantographes à cols circulaires minces – en bleus. Ils relient la masse mécanique à la partie mobile située au centre – respectivement en rouge et vert. La partie mobile au centre de la platine à pantographes possède une large ouverture centrale afin d'accueillir une deuxième platine de guidage en translation qui fournira le degré de liberté nécessaire suivant l'axe Z (voir le paragraphe 5.3).

Dans la pratique, il n'est pas possible de relier trois bielles sur un même col circulaire pour des raisons d'encombrement. Par conséquent les pivots B_i (Figure 5-3) ont été divisés en deux cols circulaires disposés symétriquement autours de la bielle centrale b. Ils relient respectivement les bielles ab_i et bc_i à la bielle centrale b. Les pantographes du prototype qui a été usiné possèdent donc huit cols circulaires et les équivalences qui ont été définies dans l'annexe B deviennent :

- Rigidité équivalente d'une chaîne du pantographe : $K_{equ} = \frac{K_0}{4}$
- Rigidité équivalente d'un pantographe : $K_{panto} = \frac{K_0}{2}$

La rigidité équivalente d'un pantographe est ainsi égale à la moitié de celle des cols circulaires qui le composent. Par ailleurs, comme le prototype est composé de quatre pantographes disposés en parallèle symétriquement autour de la partie mobile, alors la rigidité équivalente de la platine à pantographes K_{PBFS} est égale à :

$$K_{PBFS} = 4 \times K_{panto} = 4 \times \frac{K_0}{2} = 2K_0$$

La rigidité équivalente du prototype de la platine à pantographes est ainsi égale au double de celle des cols circulaires qui composent chaque pantographe.

5.2.3. Dimensionnement

Course angulaire d'un pivot

Chaque pantographe possède huit cols circulaires qui définissent deux parallélogrammes dont les dimensions sont $L_1 = 16\,mm$ et $L_2 = 35\,mm$ respectivement pour les petits et grands côtés. L'amplitude des courses disponibles sur le prototype qui a été réalisé est surdimensionnée d'un facteur dix par rapport au cahier des charges initial afin de faciliter sa caractérisation en amplifiant les défauts correspondants. L'amplitude des courses disponibles (dX et dY) sur ce prototype est donc d'un millimètre.

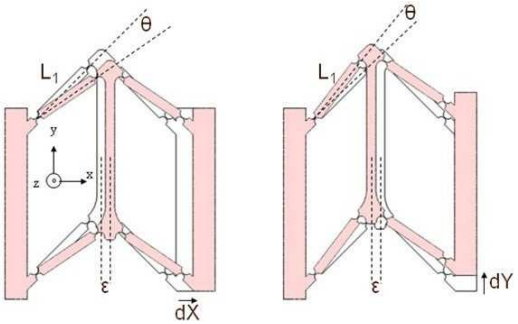


Figure 5-6 : Dimensionnement d'un pantographe pour une course d'un millimètre.

Le débattement ε des pantographes est défini par la relation :

Équation 5-1 : $\varepsilon = L_1 \times \left[\cos\left(\frac{\pi}{4} - \theta\right) - \cos\frac{\pi}{4}\right] \approx L_1 \times \left[\frac{\sqrt{2}}{2} \times \left(1 + \theta - \frac{\theta^2}{2}\right)\right] \approx \frac{L_1\sqrt{2}}{2}\left(\theta - \frac{\theta^2}{2}\right)$

Avec :

- L_1 : longueur du bras du pantographe ($L_1 = 16\,mm$).
- θ : rotation d'un pivot.
- dX : déplacement maximal de la platine à pantographes (1 mm).

Avec $dX = 2\varepsilon$, on en déduit la course angulaire nécessaire des cols circulaires :

Équation 5-2 : $$dX \approx L_1\sqrt{2} \times \left(\theta - \frac{\theta^2}{2}\right) = 44\,mrad$$

Sélection du matériau

Le choix du matériau dans lequel sera usiné le prototype de la platine à pantographes dépend de plusieurs critères :

- Son module d'élasticité et sa limite élastique doivent être les plus grands possibles afin de supporter des contraintes importantes tout en évitant les déformations permanentes. Pour la réalisation de pivots flexibles à l'aide de cols circulaires, il est intéressant d'utiliser un matériau qui possède une limite élastique élevée.
- Sa masse volumique doit être la plus faible possible afin de minimiser la masse du système mécanique et d'augmenter les vitesses de balayage.

- Son coefficient de conductivité thermique doit être le plus grand possible afin de limiter les inhomogénéités de température dans le matériau, et donc de limiter l'apparition de contraintes mécaniques liées à des gradients de température et, *in fine*, de conserver la géométrie et l'orientation des cols circulaires des pantographes.

Le tableau présenté ci-dessous regroupe un certain nombre de matériaux appropriés à la réalisation de structures flexibles [53] :

	Aluminium 7075 (Perunal-215)	**Acier Böhler K190**	**Titane 6Al-4V**	**Chrysocale**
DIN	AlZnMgCu1.5	X220CrVMo13-4	Ti Al6 V4	UE 3 Z9
Module de Young (MPa)	72 000	196 000	114 000	112 000
Lim. Elastique 0.2% (MPa)	480	2 050	830	690
Masse Volumique ($kg.m^{-3}$)	2 800	7 850	4 500	8 800
Coeff. de Conductivité Thermique ($W.m^{-1}.K^{-1}$)	130	26	6.7	85
Coef. de Dilatation Thermique ($10^{-6}.C.m.m^{-1}$)	23.6	12.2	8.9	18

Tableau 5-1 : Caractéristiques mécaniques pour quelques matériaux appropriés pour l'usinage des cols circulaires flexibles.

Si l'acier présente les plus hautes limites élastique, il a en revanche une masse volumique trop importante et une faible conductivité thermique. Le titane est quant à lui plus léger et a une bonne limite élastique. Cependant, il conduit très mal d'éventuels gradients de température et n'est pas facile à usiner. Le Chrysocale n'est pas non plus adapté puisqu'il a une forte densité, malgré de bonnes caractéristiques élastiques et une excellente conductivité thermique. Le matériau choisi pour usiner la platine à pantographes est un alliage d'aluminium de la série 7075, choisi pour ses propriétés mécaniques qui lui confèrent un bon comportement élastique, pour sa légèreté et son excellente conductivité thermique.

Dimensionnement des cols circulaires

Les calculs de dimensionnement des cols circulaires présentés dans les paragraphes suivants sont issus de [53]. Un critère important pour le dimensionnement des pivots flexibles est la contrainte maximale admissible σ_{adm} par les liaisons. Elle dépend à la fois de la déformation imposée et du nombre de cycles réalisés. Si le nombre de cycles est faible, typiquement inférieur à 10^5 cycles, alors on peut raisonnablement approximer la contrainte maximale admissible par la limite élastique du matériau. Cependant, de par son utilisation en microscopie à force atomique, le nombre de cycles d'utilisation est virtuellement infini puisque une seule image AFM est communément composée de

plusieurs milliers de lignes. Par conséquent, on fixe la valeur de la contrainte admissible égale à la moitié de la limite d'endurance pour dix millions de cycles de flexions alternées [53] sur une poutre d'alliage d'aluminium 7075. Elle correspond à $\sigma_{adm} \approx 50\ MPa$ pour la platine à pantographes (amplitudes disponibles d'environ 100 µm). Pour le prototype détaillé ici, dont les courses disponibles sont de l'ordre du millimètre, on fixe la contrainte admissible à la limite élastique de cet alliage, soit $\sigma_{adm} \approx 480\ MPa$. En effet, même si ce prototype est capable de réaliser des translations millimétriques, il ne sera utilisé que sur une centaine de micromètres et le risque de fatigue et de casse est donc faible.

La course angulaire d'un col circulaire est la suivante [53] :

Équation 5-3 :
$$\alpha_M = \frac{3\pi\sigma_{adm}\sqrt{r}}{4E\sqrt{e}}$$

Pour un prototype ayant une course linéaire de l'ordre du millimètre, la course angulaire α_M nécessaire est de 44 mrad. Le rapport de dimensionnement est alors de :

Équation 5-4 :
$$\frac{r}{e} = \left(\frac{\alpha_M \times 4E}{3\pi\sigma_{adm}}\right)^2 = \left(\frac{44\cdot10^{-3}\times4\times72\cdot10^9}{3\pi\times480\cdot10^6}\right)^2 \approx 7.8$$

Par mesure de sécurité, un rapport $\frac{r}{e} = 10$ est généralement choisi afin de réduire les contraintes dans le matériau et de procurer une marge de sécurité.

Le rayon de courbure r des cols circulaires est fixé à dix millimètres, leur épaisseur e à 100 µm et l'épaisseur b des pantographes à 30 mm. Ce dimensionnement procure les rapports de rigidités suivants pour les cols d'un pantographe :

- Le rapport entre la rigidité en torsion et la rigidité angulaire naturelle :

Équation 5-5 :
$$\frac{K_{tors}}{K_{\alpha_M}} = \frac{0.284\frac{Gbe^{2.5}}{\sqrt{r}}}{\frac{2Ebe^{2.5}}{9\pi\sqrt{r}}} \approx 4\frac{G}{E} \approx 1.5$$

  Ce rapport est donc indépendant du dimensionnement des cols minces et ne dépend que du rapport entre le module de cisaillement et le module d'élasticité. Dans le cas de l'aluminium 7075, le rapport $\frac{K_{tors}}{K_{\alpha_M}}$ est proche de 1 et la torsion est donc, au même titre que la flexion naturelle, un degré de liberté du col circulaire. On constate par ailleurs que l'utilisation des autres matériaux cités dans le Tableau 5-1 donnerait les mêmes résultats.

- Le rapport entre la rigidité angulaire transverse et la rigidité angulaire naturelle :

Équation 5-6:
$$\frac{K_{\alpha_M}^T}{K_{\alpha_M}} = \frac{0.0295\frac{Eb^3\sqrt{e}}{\sqrt{r}}}{\frac{2Ebe^{2.5}}{9\pi\sqrt{r}}} \approx 0.42 \times \left(\frac{b}{e}\right)^2$$

  On constate que ce rapport ne dépend pas directement du matériau choisi mais uniquement du rapport entre la hauteur b des cols circulaires et l'épaisseur e des

voiles minces. Dans notre cas, $\frac{b}{e} = 300$ et on peut donc considérer que le degré de liberté associé à une translation hors plan des pantographes est bloqué.

- Le rapport entre la rigidité en traction-compression et la rigidité en translation :

Équation 5-7 :
$$\frac{K_{trac}}{K_{cis}} = \frac{0.353\frac{Eb\sqrt{e}}{\sqrt{r}}}{0.218\frac{Ebe^{1.5}}{r^{1.5}}} \approx 1.62\frac{r}{e}$$

On constate que ce rapport ne dépend pas du matériau choisi mais uniquement du rapport entre le rayon r des cols circulaires et l'épaisseur e des voiles minces. Dans notre cas, $\frac{r}{e} = 10$ et on peut donc considérer que la traction-compression d'un col mince correspond à un degré de liberté contraint devant le mouvement de translation de la lame.

En conclusion, le dimensionnement des cols minces cherche à maximiser les rapports $\frac{r}{e}$ et $\frac{b}{e}$ de façon à maximiser les rigidités transverses, limiter les effets des efforts parasites et contraindre les mouvements du col circulaire dans les autres directions que la rotation naturelle. Cependant, e est limité par des contraintes technologiques et financières : il ne peut pas être réduit indéfiniment et, selon les technologies d'usinages employées [53], e ne peut être raisonnablement inférieure à 100 µm. Plus l'épaisseur des cols diminue, plus leur usinage devient difficile et plus ils deviennent fragiles. Par ailleurs, le rayon r d'un col circulaire est aussi limité supérieurement car plus il augmente et plus son fonctionnement est proche de celui de la lame flexible rectangulaire : l'axe de rotation devient alors un axe de rotation instantané dont la position varie avec la configuration des pantographes. En revanche, la côte b pourrait être la plus grande possible. Cependant, plus elle augmente et plus il est difficile d'assurer l'isotropie du col circulaire sur toute la hauteur : l'électroérosion fait apparaître un effet tonneau sur la ligne de coupe qui est proportionnel à la hauteur de coupe. Par ailleurs, plus b augmente et plus la masse de la platine à pantographes augmente, limitant par les vitesses de balayages et la bande passante du système mécanique. Il convient donc de ne pas surdimensionner cette cote.

Finalement, les dimensions choisies pour b, e et r sont respectivement de 30 mm, 100 µm et 1 mm.

Comme les rigidités des bielles et celles des cols circulaires dans les directions contraintes ne sont pas infinies, le prototype de la platine à pantographes fait apparaître des modes résonnants qui ont été simulés par éléments finis :

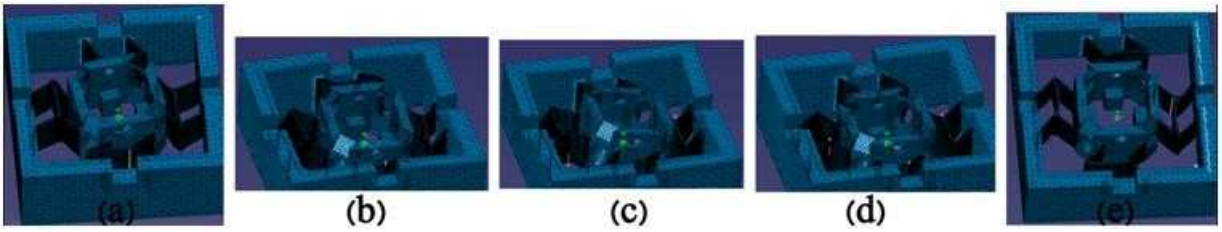


Figure 5-7 : Simulation par éléments finis des premiers modes résonants sur un premier modèle de la platine à pantographes : les rotations de type lacet (a), tangage (b) et roulis (c), la translation hors plan (d) et les déformations internes des pantographes (e).

Seuls les modes de déformation parasite sont représentés sur la figure précédente, les modes qui correspondent aux deux translations dans le plan ne sont pas illustrés. Les premiers modes de déformations qui apparaissent correspondent aux mouvements de rotation autour de l'axe Z ainsi qu'au tangage et au roulis. Ensuite, le quatrième mode parasite correspond à la translation hors plan, et le dernier correspond à un mode de déformation interne des pantographes. Les fréquences de résonance associées à ces modes de déformation parasite sont entre vingt et quarante fois supérieures à celles associées aux degrés de liberté de ce prototype. Bien que ce modèle numérique ne corresponde pas exactement avec la réalité – la valeur des fréquences de résonnances trouvées ne coïncident pas avec les valeurs expérimentales – on peut cependant considérer que l'ordre dans lequel ils apparaissent et les rapports entre les fréquences de résonance des degrés de liberté et des modes de déformation sont représentatifs de la tendance expérimentale (voir le paragraphe 5.2.5).

5.2.4. Réalisation du prototype de la platine à pantographes

Réalisation mécanique

L'obtention des performances recherchées pour la platine à pantographes nécessite un usinage soigné qui assure la maîtrise de la position relative des cols circulaires (répartition symétrique autour du bloc mobile, position sur les pantographes) d'une part et la maîtrise de leur géométrie individuelle (épaisseur du col mince, parallélisme) d'autre part.

Le prototype réalisé a été usiné par électroérosion à fil. Cette technique présente l'avantage – dans des conditions d'usinage optimales – d'atteindre des résolutions de l'ordre de 5 µm [53] et de limiter les efforts mécaniques liés à l'usinage lors de l'étincelage. Ce procédé de fabrication permet ainsi de créer des cols minces circulaires dont le voile central ne mesure que 100 µm d'épaisseur sur une hauteur de 30 mm. Il est cependant indispensable de prendre les précautions suivantes afin de bien maîtriser la position et la taille des cols circulaires :

- Brider les parties mobiles sur la masse mécanique afin de limiter les vibrations et donc la perte de précision sur l'usinage et la perforation des cols circulaires. Les brides permettent aussi de tenir les parties qui ont été découpées lors de l'usinage afin d'éviter qu'elles n'endommagent le reste de la platine. On peut notamment

usiner l'ensemble des cols circulaires et les pantographes avant de libérer le bloc mobile au centre.

- Usiner l'ensemble des pantographes et des cols circulaires au travers d'un unique processus, sans reprise de pièce, afin de conserver une même verticalité des pantographes et des cols circulaires et de conserver un même état de contraintes dans le matériau.
- Les buses qui guident le fil au dessus et en dessous du monolithe à découper doivent en être le plus proche possible afin de limiter l'effet tonneau de la section de coupe et une dispersion des épaisseurs *e* des cols circulaires. Pour le prototype qui a été réalisé, le plan sur lequel les pantographes sont découpés est en retrait par rapport aux faces supérieures et inférieures de la platine à pantographes d'environ 30 mm (voir la Figure 5-8 à gauche). Aussi une pièce intermédiaire dans le même aluminium a été rajoutée et ajustée non seulement pour brider la platine mais aussi pour rattraper ce décalage.

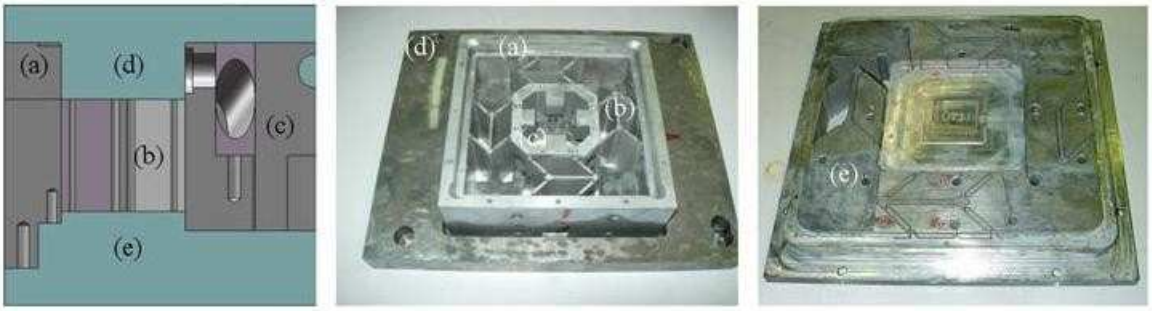


Figure 5-8 : Usinage du prototype de la platine à pantographes à l'aide des capots de bridage. A gauche, un détail de coupe CAO du montage et au centre et à droite la platine à pantographe avec les capots une fois l'usinage terminé – la masse mécanique (a), les pantographes (b), la partie mobile (c) et les capots de bridage supérieur (d) et inférieur (e). Les capots et la platine à pantographes sont tous découpés au fil mais les capots permettent toujours de brider la partie mobile une fois l'usinage terminé.

De cette façon, la dispersion des amincissements de matière au niveau des cols circulaires d'un pantographe passe de 40 µm (amplitude maximale des épaisseurs de cols de 75 µm) en buses éloignées à moins de 7.5 µm en buses rapprochées (amplitude maximale des épaisseurs de cols de 20 µm). La Figure 5-9 de la page suivante détaille un des cols circulaires qui ont été usinés sur ce prototype :

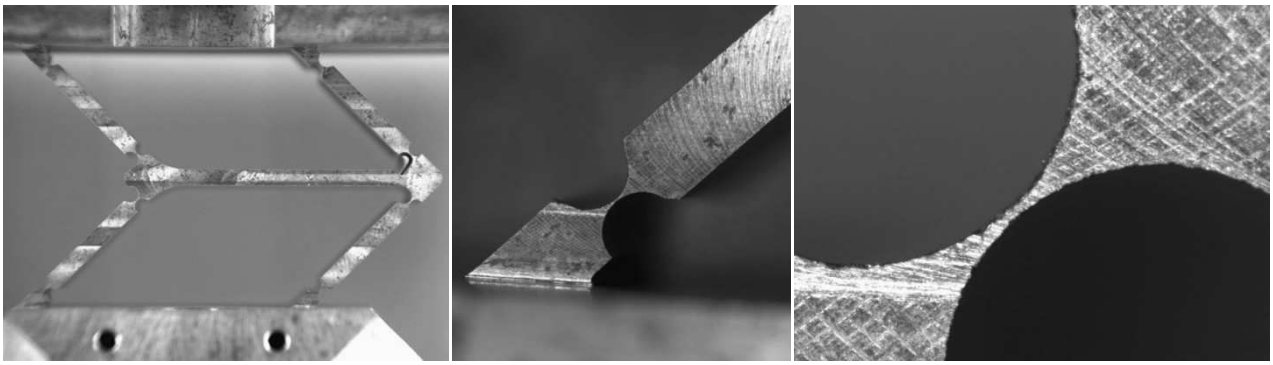


Figure 5-9 : Photos des cols circulaires usinés sur le prototype de la platine à pantographes. A gauche, un pantographe, à droite, le détail d'un col circulaire

Défauts d'usinage

Suite à des essais de fabrication, trois possibilités d'usinage du prototype de la platine à pantographes sont comparées : les effets des défauts d'usinages sur la dispersion des différentes cotes sont évaluées afin d'estimer la dispersion de la rigidité en flexion d'un col mince (correspondant au degré de liberté souhaité pour un pivot flexible).

- La première méthode d'usinage a été testée à l'atelier de mécanique du LNE. Elle combine un usinage traditionnel par fraisage à une découpe des pantographes par électroérosion au fil. Dans ce cas, les buses d'électroérosion sont éloignées d'environ 15 mm des faces à usiner. On appelle par la suite cette solution l'usinage par électroérosion en buses éloignées.
- La seconde méthode d'usinage est identique à la première sauf que, afin de rapprocher les buses des pièces à usiner, on met en place des cales comme il a été décrit dans le paragraphe précédent. On appelle par la suite cette deuxième solution l'usinage par électroérosion en buses rapprochées.
- Enfin, une troisième méthode qui pourrait être mise en place consiste à usiner les pivots flexibles par perçage des cols circulaires à l'aide d'un foret et d'un alésoir. Dans ce cas, tous les voiles minces sont usinés dans la masse et les pantographes sont ensuite découpés au fil. Comme cet usinage met en œuvre à la fois du forage et de l'électroérosion au fil, on l'appelle usinage mixte dans les paragraphes suivants.

Quelle que soit la méthode choisie, l'usinage génère des erreurs sur la géométrie des cols circulaires [107] qui peuvent ensuite dégrader le fonctionnement du pantographe et donc dégrader les performances de guidage du prototype de la platine à pantographes. Avec le dimensionnement qui a été présenté dans les paragraphes précédents, la rigidité d'un col mince en flexion est la suivante :

Équation 5-8 : $$K_{\alpha_M} = \frac{2Ebe^{2.5}}{9\pi\sqrt{r}} \quad \text{Avec} \frac{2E}{9\pi} = \frac{2\times 72\cdot 10^9}{9\pi} \approx 5\cdot 10^9\ Pa \quad \text{et} \begin{cases} b = 30\ mm \\ e = 100\ \mu m \\ r = 1\ mm \end{cases}$$

La cote b est obtenue lors d'une étape différente de celles qui définissent les cotes e et r, et à l'aide d'un outil de coupe différent : elle est réalisée par fraisage alors que les cotes e et r

sont obtenues par découpage (électroérosion ou perçage). Par ailleurs, la cote e est liée à la résolution de la machine utilisée pour usiner les cols : plus la dispersion des différents rayons est faible et plus l'ensemble des cotes e est homogène. En revanche, la cote r est liée à la répétabilité de l'outil de coupe qui permettra d'obtenir des rayons r tous identiques. Par conséquent, on peut supposer que les variables e, b et r sont décorrélées et négliger les termes croisés dans le calcul d'incertitude qui suit.

On exprime la dispersion des rigidités des cols circulaires d'un pantographe à l'aide d'un développement limité du premier ordre faisant intervenir les sensibilités de chacune des cotes e, b et r obtenues suivant plusieurs usinages :

Équation 5-9 :

$$dK_{\alpha_M}(b,e,r) = 5 \cdot 10^{-9} \left[\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial b} db + \frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial e} de + \frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial r} dr\right]$$

Et

Équation 5-10 :

$$u\left(\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)\right) = 5 \cdot 10^{-9} \left[\left|\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial b}\right| u(b) + \left|\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial e}\right| u(e) + \left|\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial r}\right| u(r)\right]$$

Avec :

- $u(b)$ est la dispersion des épaisseurs de matière dans laquelle sont usinés les pantographes. Elle correspond à un défaut de dressage des faces et est liée à un défaut de planéité et de rugosité des surfaces fraisées.
- $u(e)$ correspond à la dispersion des cols minces mesurés sur un pantographe en fonction de l'usinage réalisé (EDM avec buses rapprochées, EDM avec buses éloignées ou perçage)
- $u(r)$ correspond à la dispersion des rayons des cols circulaires. Elle dépend de l'usinage mis en œuvre.

Les sensibilités de la rigidité en flexion $K_{\propto M}$ d'un col circulaire en fonction des variables b, e et r sont les suivantes :

- $\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial b} = \frac{e^{2.5}}{\sqrt{r}} \quad = 3.2 \cdot 10^{-3}\ mm^2$
- $\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial e} = \frac{2.5 \times b \times e^{1.5}}{\sqrt{r}} \quad = 2.4\ mm^2$
- $\frac{\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)}{\partial r} = \frac{b \times e^{2.5}}{2 \times r^{1.5}} \quad = -4.7 \cdot 10^{-2}\ mm^2$

On a donc :

Équation 5-11 :

$$u\left(\partial K_{\alpha_M}(b,e,r)\right) = 5 \cdot 10^{-9} \times \left(3.2 \cdot 10^{-3} \times u(b) + 2.4 \times u(e) + 4.7 \cdot 10^{-2} \times u(r)\right)$$

Les dispersions des rigidités en flexion des cols circulaires obtenus en fonction des trois méthodes d'usinage présentées précédemment sont regroupées dans le tableau suivant :

	$\mu(b)$ (µm)	$\mu(e)$ (µm)	$\mu(r)$ (µm)	$\mu\left(K_{\alpha_M}(b,e,r)\right)$
Electroérosion avec buses rapprochées	10	7.5	5[10]	$9.3 \cdot 10^{-2}\ N \cdot m/rad$
Electroérosion avec buses éloignées	10	40	5[1]	$4.9 \cdot 10^{-1}\ N \cdot m/rad$
Usinage mixte	10	10	1[11]	$1.2 \cdot 10^{-1}\ N \cdot m/rad$

Tableau 5-2 : Dispersion des rigidités obtenues en fonction de la méthode d'usinage choisie.

En fonction des différentes méthodes d'usinage, la dispersion des rigidités des cols circulaires en flexion est plus ou moins importante : les meilleurs résultats sont obtenus avec un usinage par électroérosion pour lequel les buses de la machine sont le plus proche possible des faces à découper.

Conclusions

Avec le dimensionnement présenté dans les paragraphes précédents, la rigidité en flexion des cols circulaires est $K_{\alpha_M} = 0.48\ N \cdot m/rad$. Aussi, les usinages précédents engendrent une dispersion des rigidités sur les différents cols d'un pantographe :

- Pour un usinage par électroérosion avec buses rapprochées, la dispersion des rigidités sur les cols d'un pantographe est de 19 %.
- Pour un usinage par électroérosion avec buses éloignées, la dispersion des rigidités sur les cols d'un pantographe est de 100 %.
- Pour un usinage mixte avec pré-perçage des cols circulaires à l'aide d'un foret, la dispersion des rigidités sur les cols d'un pantographe est de 25 %.

	Usinage par EDM – buses rapprochées	**Usinage par EDM – buses éloignées**	**Usinage mixte par foret et EDM**
Rigidités des cols circulaires (N.m)	$9.3 \cdot 10^{-2}\ N \cdot m$	$4.1 \cdot 10^{-1}\ N \cdot m$	$1.2 \cdot 10^{-1}\ N \cdot m$
Dispersion relative pour une valeur nominale $K_{\alpha_M} = 0.48\ N \cdot m/rad$	19%	100%	25%

Tableau 5-3 : Dispersions relatives des rigidités des cols circulaires en fonction de la méthode d'usinage choisie.

[10] Correspond à la résolution de la machine à électroérosion à fil.

[11] Correspond à la dispersion des diamètres des perçages réalisés au foret.

On en déduit que si la première et la troisième méthode sont plutôt équivalentes, l'usinage par électroérosion nécessite quant-à-lui de prendre des précautions afin d'assurer une bonne homogénéité des caractéristiques des cols circulaires. Celles que nous avons mises en œuvre pour usiner le prototype de la platine à pantographes nous permettent de limiter la dispersion des défauts de géométrie des cols circulaires et d'assurer une assez bonne homogénéité.

Par ailleurs, l'usinage mixte est de notre point de vue plus critique que celui que nous avons employé car il nécessite une manipulation entre l'étape de perçage-alésage et celle d'électroérosion. C'est donc un risque supplémentaire et difficilement évaluable d'introduire des défauts à cause d'un mauvais réalignement ou d'un défaut de parallélisme entre la verticale de la perceuse et celle de la machine à électroérosion par exemple. Notre méthode d'usinage est ainsi plus sûre puisque le processus critique de l'usinage (c'est-à-dire la découpe des pantographes et des cols circulaires) est réalisé sans interruptions et sans manipulations intermédiaires.

Finalement le prototype de platine à pantographes obtenu est le suivant :

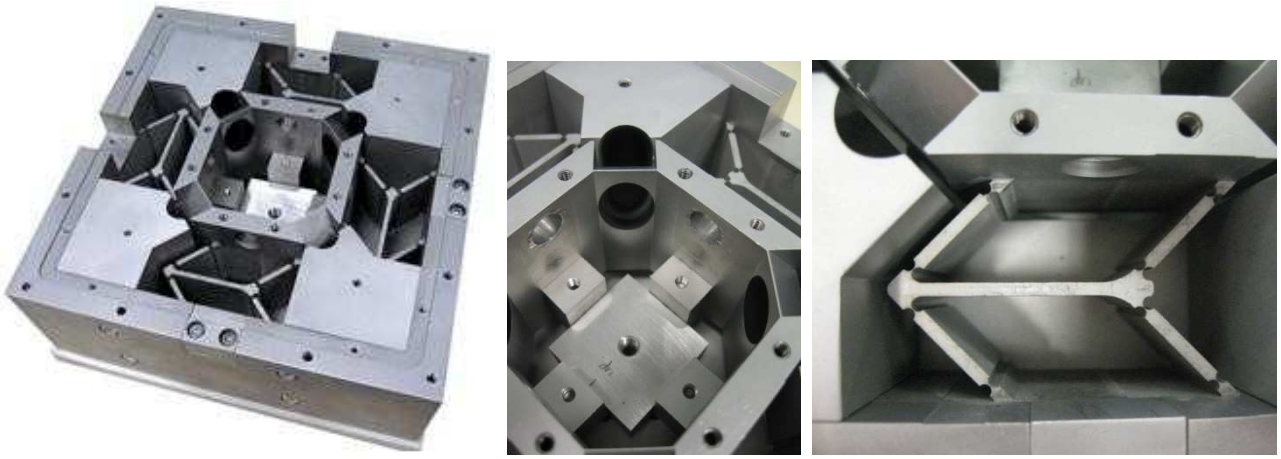


Figure 5-10 : Le prototype de la platine à pantographe tel qu'il a été réalisé par l'atelier d'usinage mécanique du LNE.

Ce prototype est composé de la platine à pantographes (PBFS : Pantograph Based Flexure Stage) avec, au centre, un limiteur de course.

5.2.5. Caractérisation des performances du prototype de la PBFS

Deux caractéristiques principales du prototype réalisé ont été qualifiées : la première concerne les qualités de guidage, et plus particulièrement la mesure des rotations parasites de la partie mobile sur toute la gamme de déplacement. La seconde concerne la mesure de la bande passante.

Montage expérimental

Ces caractéristiques ont été mesurées à l'aide d'un interféromètre à trois axes indépendants (SIOS – Triple Beam Interferometer SP 120/2000-TR) et représentés sur la

Figure 5-11. Les trois faisceaux de l'interféromètre sont réfléchis par un miroir plan supporté par la partie mobile du prototype de la PBFS (voir la Figure 5-12). Cette mesure en trois points (L_1, L_2 et L_3) permet de calculer la déviation angulaire dans deux directions supplémentaires au déplacement du miroir. Dans la configuration des expériences qui suivent (voir la Figure 5-12), il permet donc de mesurer le mouvement de translation de la partie mobile ainsi que ses rotations de type lacet (α) et tangage (β).

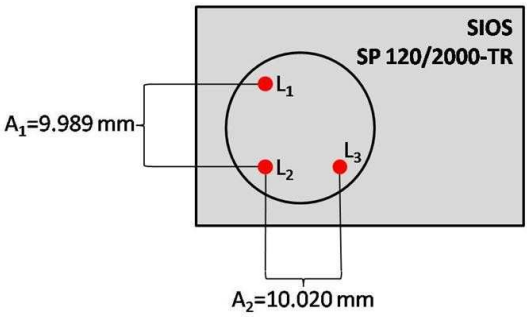


Figure 5-11 : Vue de face de l'interféromètre à trois axes SIOS – SP 120/2000-TR. Les trois lasers sont disposés suivant deux directions perpendiculaires afin de mesurer deux rotations et le déplacement moyen dans l'axe. Les distances A_1 et A_2 sont étalonnées à l'usine.

Les distances A_1 et A_2 entre les trois faisceaux sont étalonnés par le constructeur. Elles permettent de calculer les déviations angulaires comme :

Équation 5-12
$$\alpha = \tan^{-1}\frac{L_2 - L_3}{A_2} \qquad \text{et} \qquad \beta = \tan^{-1}\frac{L_1 - L_2}{A_1}$$

La masse embarquée est d'environ 120 grammes, ce qui est proche de la masse qui sera supportée par la platine à pantographes sur le montage final. L'actionnement est, dans ce cas, assuré par deux vérins piézoélectriques précontraints (Physik Instrumente – P-845.60) ayant chacun une course de 90 µm. Ils sont asservis en position grâce à une jauge de contrainte. Un premier actionneur est placé en face de l'interféromètre, dans la direction dans laquelle les mesures de déplacement sont réalisées. Un second actionneur est placé perpendiculairement au premier, suivant la direction du deuxième degré de liberté de la platine à pantographe afin de contrôler le défaut de rectitude dans cette direction. Le réglage de l'orthogonalité entre les deux vérins piézoélectrique, ainsi que l'orientation relative entre ceux ci et les axes mesurant de l'interféromètre sont affinés manuellement. Des cardans flexibles permettent de découpler chaque actionneur. Ils sont constitués de deux rotules à lames flexibles (Physik Instrumente P-176.60) dont les rigidités en traction-compression sont de 200 N/µm et les rigidités en flexion sont de 40 N.m/rad.

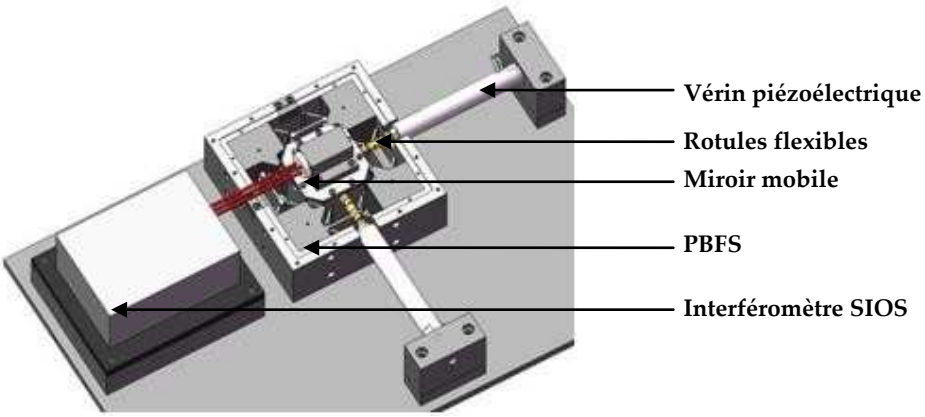


Figure 5-12 : Vue CAO du montage expérimental utilisé pour mesurer les rotations parasites de la platine à pantographes. Un miroir plan (a) est monté sur la partie mobile de la PBFS (b) en face de l'interféromètre à trois voies. L'actionneur piézoélectrique situé en face (c) est piloté selon une loi de commande tandis que l'autre (d) est asservi à sa position de repos. Des rotules flexibles (e) permettent de découpler les axes d'actionnement.

Les actionneurs sont pilotés en tension [0-10 V] à l'aide d'un amplificateur basse tension [0-100 V] (Physik Instrumente E-503) dont la bande passante est d'environ 200 Hz pour la charge que représentent les actionneurs utilisés.

Mode opératoire

Les rotations parasites sont mesurées en quasi-statique. On commande l'actionneur situé en face de l'interféromètre par une rampe de tension dont le pas est d'un micromètre toutes les dix millisecondes environ. Cette commande correspond à une vitesse de l'ordre de 100 µm/s – soit une fréquence de balayage de 0.5 Hz pour un aller-retour – proche de celles généralement utilisées sur les AFMs. L'amplitude des déplacements mesurés est de 90 µm environ. Le second actionneur (celui qui est perpendiculaire à l'interféromètre) est quant à lui asservi autour de sa position de repos.

Pour l'étude dynamique, l'actionneur est commandé par un signal sinusoïdal de faible amplitude (correspondant à environ 1 µm) dont la fréquence varie linéairement entre 1 Hz et 1 kHz.

Résultats expérimentaux

Les premières mesures concernent les rotations parasites du guidage produit par la PBFS.

Les résultats illustrés sur la Figure 5-13 montrent des rotations en lacet et tangage de 1.3 µrad pour une course de 86 µm. Les rotations parasites sont très linéaires avec le déplacement et, pour une gamme de déplacement de 60 µm (sur la version finale de l'AFM métrologique), elles seront de l'ordre de 0.9 µrad. Les rotations parasites de type roulis n'ont pas été mesurées mais la symétrie du montage permet de supposer qu'elles sont du même ordre de grandeur que le tangage illustré ici.

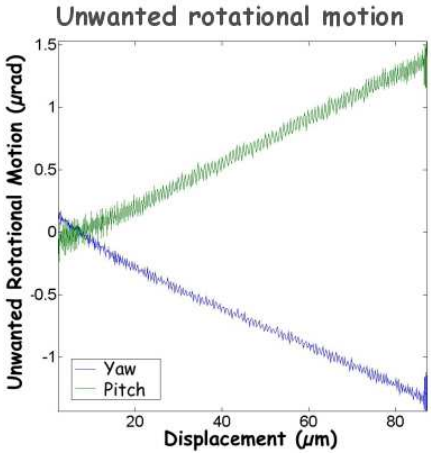


Figure 5-13 : Rotations parasites mesurées sur le prototype de la PBFS pour une course de 86 μm.

Les performances dynamiques du prototype de la PBFS sont illustrées sur la Figure 5-14. La réponse à un échelon de 85 μm révèle un temps de montée de 5 ms avec des oscillations amorties à la fréquence de 170Hz. Elles illustrent la résonance mécanique de l'ensemble mécanique constitué à la fois du prototype de la platine à pantographe, mais aussi des actionneurs piézoélectriques et des cardans flexibles utilisés pour découpler les axes. On retrouve ce premier pic de résonance mécanique sur la réponse en fréquence où il apparaît très clairement à 165 Hz.

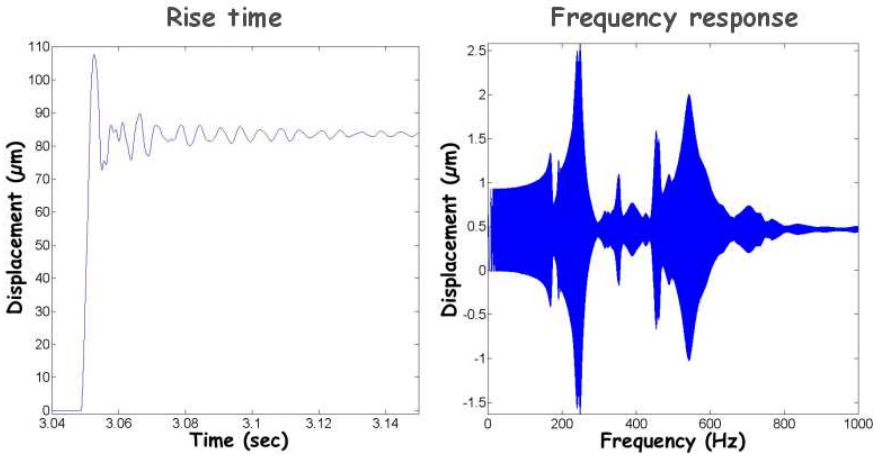


Figure 5-14 : Performances dynamiques du prototype de la PBFS. A gauche, la réponse à un échelon de 85 μm montre un temps de montée de l'ordre de 5 ms. A droite, la réponse en fréquence montre un premier pic de résonance mécanique à 165 Hz.

Conclusions et perspectives

Ce prototype de la platine à pantographe satisfait pleinement les spécifications recherchées : en termes de qualité de guidage, les rotations parasites sont légèrement supérieures au microradian recherché. Sur la version définitive de la PBFS qui sera utilisée sur l'AFM métrologique, les courses disponibles seront de 60 μm ce qui permet de réduire à 0.9 μrad les rotations parasites.

Les performances obtenues sont très intéressantes à considérer au regard de l'état de l'art actuel et principalement des platines de translation piézoélectriques qu'on trouve dans le

commerce. En effet, la majorité des modèles commercialisés ne sont pas conçue pour limiter les rotations parasites durant le déplacement. Cependant, celles pour lesquelles cette notion a été intégrée au cahier des charges utilisent une approche radicalement différente de celle qui a été la notre. En effet, les fabricants de platines de translation piézoélectriques qui désirent améliorer les qualités de guidage sur un ou plusieurs axes utilisent un ensemble de capteurs et d'actionneurs secondaires suivant les autres axes. Ces capteurs et ces actionneurs ne sont pas « visibles » pour l'utilisateur final et permettent d'asservir la partie mobile et de corriger les rotations parasites qui seraient générés par un guidage trop permissif. Leur approche consiste donc à corriger un mouvement parasite alors que la platine à pantographes qui a été ici détaillée produit en boucle ouverte – sans contrôle additionnel sur les axes perpendiculaires – un mouvement rectiligne avec des performances en termes de rotations parasites qui sont comparables, sinon meilleures, à celles des platines de translations piézoélectriques commerciales disponibles actuellement.

Deux voies d'amélioration sont envisageables :

- La première est liée à la structure parallèle de la PBFS et au découplage des axes d'actionnement à l'aide des cardans flexibles. En effet, lorsqu'un déplacement est produit sur un des axes, le second subit un déplacement latéral qui est *a priori* annulé par le cardan flexible. En fonction des caractéristiques élastiques des cardans flexibles, la souplesse obtenue sur cet axe à découpler est plus ou moins grande. Idéalement, on souhaiterait qu'elle soit infinie – tout en conservant une grande rigidité axiale afin de ne pas limiter la bande passante de la PBFS. Dans la pratique cependant, la rigidité des cardans flexibles utilisés est de 40 N.m/rad, ce qui représente un couple de type lacet au niveau de la partie mobile de la PBFS de l'ordre de 52 N.m. Cette rigidité est grande devant les constantes de raideur en flexion des cols minces circulaires (0.48 N.m/rad) usinés sur les pantographes. Le découplage des axes n'est donc pas optimal avec ces rotules flexibles qui peuvent générer une rotation parasite sur la partie mobile de la PBFS. Un développement spécifique de cardans flexibles pourrait permettre de réduire les rotations parasites de la PBFS.
- La seconde concerne les actionneurs piézoélectriques qui sont reliés à la partie mobile de la PBFS dans un plan situé environ 21 mm au dessus du centre de masse de la partie mobile. En poussant ou tirant sur celle-ci, ils créent un couple de tangage au niveau de la partie mobile qui provoque des rotations parasites. Une amélioration possible sur la platine consiste ainsi à rapprocher les actionneurs du plan de masse de la partie mobile de la PBFS afin de limiter l'excitation de ce mouvement parasite.

Par ailleurs, les rotations parasites ont été mesurées en quasi-statique, à une fréquence de balayage de l'ordre de 1 Hz correspondant à une vitesse de balayage de 100 μm/s. Des essais ont montré que ces résultats étaient peu dépendants de la vitesse de balayage – en tout cas pour des vitesses de balayage assez lentes. En revanche, nous n'avons pas de certitudes quant au comportement de la PBFS à des fréquences plus élevées : il est

probable que l'amplitude des rotations parasites à des fréquences de balayages proches de la fréquence de résonnance mécanique (170 Hz, soit environ 15 mm/s) soit supérieure à celle mesurée dans cette configuration quasi-statique (1 Hz, soit 100 µm/s). Sur les courbes de réponse en fréquence (Figure 5-14), le signal mesuré correspond à un déplacement du miroir excité par l'actionneur piézoélectrique. Compte tenu de sa configuration, le montage est sensible principalement aux déplacements linéaires du miroir, mais aussi aux éventuels mouvements parasites (rotations...) qui peuvent apparaître lorsque les modes parasites de la structure mécanique sont excités. Nous n'avons pas pu séparer les mouvements de rotation des mouvements de translation malgré les trois voies de l'interféromètre à cause d'un léger déphasage sur l'acquisition des différentes voies. Nous considérons donc que la première résonance mécanique mesurée définit la bande passante du système mécanique. En exploitant ce montage au tiers de la fréquence de résonance, soit environ 60 Hz – correspondant à une vitesse de balayage de l'ordre de 5.4 mm/s pour 90 µm de course utile – on espère conserver des performances de guidages proches de celles mesurées en quasi-statiques.

Pour le montage final utilisé sur l'AFM métrologique, les améliorations suivantes ont été apportées :

- On a pu constater l'intérêt de rapprocher des faces à usiner les buses de la machine à électroérosion à fil (paragraphe 5.2.4). Aussi, la PBFS qui a été fabriquée pour l'AFM métrologique prend en compte ces considérations afin de faciliter son usinage. Les éléments de guidage de la partie mobile (les pantographes) sont usinés dans un monolithe parallélépipédique qui permet de rapprocher les buses le plus possible de celui-ci. Des pièces complémentaires sont ensuite assemblées à ce bloc fonctionnel afin de réaliser l'assemblage sur le berceau de l'AFM métrologique.
- Un limiteur de course est prévu dans la platine à pantographes, dès l'usinage, afin d'empêcher une déformation trop importante – et irrémédiable – des cols circulaires.
- Malgré les défauts constatés des cardans flexibles de découplage, les performances obtenues respectent le cahier des charges et la conception de rotules flexibles plus performantes fera l'objet d'un développement prochain.

5.3. Le guidage en translation Z – la platine Z

Cette platine de guidage en translation a pour objectif de réaliser l'asservissement de la pointe sur la topologie de la surface de l'échantillon imagé ; il est donc nécessaire qu'elle ait une bande passante largement supérieure à celle du guidage en translation dans le plan XY de façon à obtenir une fréquence de travail de l'ordre de 2 kHz. Par ailleurs, l'objectif étant d'imposer à la partie mobile un mouvement rectiligne vertical, tous les autres degrés de liberté sont considérés comme des défauts de guidage. Sa matrice de raideurs $[K]$ doit donc posséder des rigidités k_i grandes dans les directions contraintes correspondant aux

translations T_X et T_Y et aux rotations R_X, R_Y et R_Z, et une rigidité faible dans la direction correspondant à la translation T_Z.

L'annexe B décrit le fonctionnement de cet étage de translation. L'arrangement retenu pour la platine Z est composé de deux étages constitués pour chacun de quatre bielles disposées en aile de moulin reliant la partie mobile à la masse mécanique. La partie mobile est constituée d'un cylindre qui met en position les deux niveaux de bielles et sur lequel l'actionneur est relié. Sur la figure ci-dessous, les bielles de l'étage inférieur sont représentées en vert et celles de l'étage supérieur en rouge.

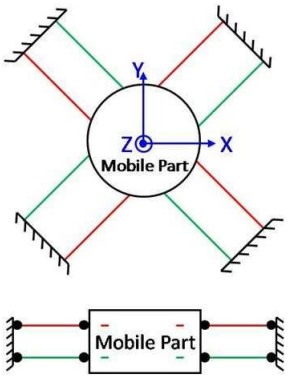


Figure 5-15 : Le guidage en translation Z proposé (vue du dessus en haut et vue de profil en bas). La partie mobile est reliée à la masse mécanique par deux groupes de quatre bielles disposées de façon symétriques autour de la partie mobile.

5.3.1. Choix technologiques, usinage et assemblage

Plusieurs solutions sont envisageables pour matérialiser les bielles de la platine Z. Cependant, pour les raisons qui ont été évoquées dans le paragraphe 5.2.2, nous avons choisi d'utiliser encore une fois les lames flexibles. Pour ce prototype, les pivots et les bielles sont réalisées à l'aide de charnières flexibles et dénommées dans les paragraphes suivants sous les termes *lames rectangulaires, lames minces, lames flexibles*.

La lame rectangulaire

Une lame flexible rectangulaire est une poutre de section rectangulaire de longueur L, de largeur b et dont l'épaisseur h est au moins dix fois inférieure aux deux précédentes dimensions. Elle possède trois degrés de libertés [53] (voir la Figure 5-16) et qui correspondent à une translation circulaire T_z obtenue lorsqu'une force est appliquée à son extrémité, une rotation R_y lorsqu'un moment de flexion lui est appliqué et, dans une moindre mesure, une rotation R_x lorsqu'on applique à la lame rectangulaire un moment de torsion (voir Figure 5-16).

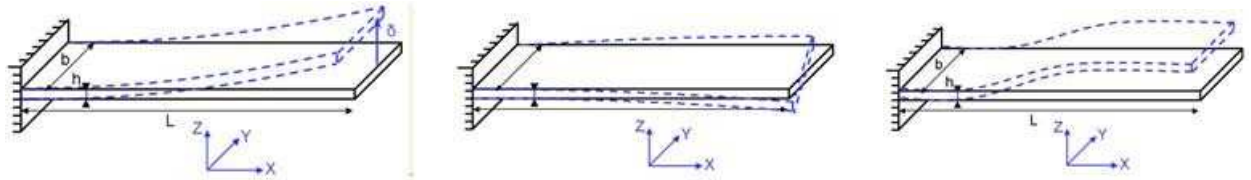


Figure 5-16 : Degrés de liberté associés à une lame flexible rectangulaire : la flexion hors plan (à gauche), la torsion R_X autour de son axe longitudinal (au centre) et la translation hors plan (à droite) [53].

Les formules classiques de théorie de la mécanique des structures permettent de définir les rigidités de la lame rectangulaire en fonction des différentes sollicitations élémentaires [53].

Contrairement aux hypothèses qui avaient été faites jusque là, ces lames flexibles rectangulaires ne sont pas des liaisons cinématiques parfaites et elles possèdent des rigidités qui ne sont pas infinies dans les directions qui correspondent à des degrés de liberté contraints. On constate ainsi que les modes de cisaillement sont fortement contraints tandis que le mode correspondant à la torsion de la lame autour de son axe longitudinal est un degré de liberté. Les rapports de rigidités entre les degrés contraints et les degrés de liberté définissent un système de contraintes au niveau de la partie mobile qui est donc différent de celui défini par les hypothèses de départ. Le comportement global du système de guidage reste toutefois sensiblement le même. La Figure 5-17 présentée ci-dessous détaille le prototype de la platine Z qui a été usiné.

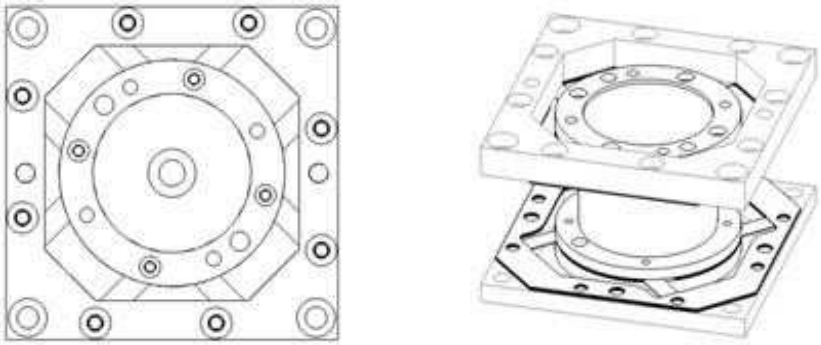


Figure 5-17 : Vue de dessus (à gauche) et isométrique (à droite) du prototype de la platine Z. Le cadre rigide est masqué sur la vue isométrique afin de voir la partie mobile et les lames rectangulaires.

Il est composé de huit lames rectangulaires flexibles disposées en ailes de moulin autour du coulisseau central qui constitue la partie mobile. Les huit lames sont disposées et orientées autour des diagonales de la platine de guidage de façon à laisser passer les faisceaux des interféromètres qui convergent vers les miroirs dans ces directions. Le prototype de la platine de guidage en translation Z est dimensionné pour prendre place dans la partie mobile de la PBFS. Les dimensions de la masse mécanique de ce prototype coïncident donc avec celles de la partie mobile de la PBFS : il mesure 69 mm de côté et 55 mm de hauteur.

Dimensionnement des lames rectangulaires

Le dimensionnement des lames minces rectangulaires du prototype de la platine Z est principalement contraint par l'encombrement disponible au centre de la platine à pantographes : il doit s'intégrer dans un volume de $69 \times 69 \times 55\ mm^3$. La longueur de lame admissible est $L = 10\ mm$ pour une course $\delta z = 10\ \mu m$ ce qui correspond à un angle de flexion $\vartheta_{max} = \frac{0.01}{10} = 1\ mrad$.

Le matériau choisi pour usiner les lames minces est le chrysocale (voir le paragraphe suivant) dont les caractéristiques mécaniques ont été rappelées dans le Tableau 5-1 (page 118). Dans la mesure où le nombre de cycles d'utilisation de la platine de guidage est quasi-infini pour une utilisation en microscopie à champ proche, nous fixons la valeur de la contrainte admissible par la lame mince au centième de la limite élastique du Chrysocale, soit $\sigma_{adm} \approx 7\ MPa$. D'après les degrés de liberté mis en évidence en annexe B, la platine de guidage est sollicitée principalement suivant un mode de translation hors plan T_Z dont la rigidité vaut $K_{cis} = \frac{Ebh^3}{L^3}$ [53].

La contrainte dans la lame rectangulaire est : $\sigma_{adm} = \frac{\delta Z \times 3 \times E \times h}{L^2}$. On a donc intérêt à choisir un matériau dont le module d'Young est le plus faible possible afin de limiter la contrainte dans la lame rectangulaire. Le même raisonnement nous pousse à définir des longueurs de lame L et des épaisseurs h respectivement les plus grandes et les plus faibles possibles. En revanche, pour augmenter les rigidités transverses on cherchera à maximiser l'épaisseur h ainsi que la largeur b de la lame. Ce dernier paramètre est donc plutôt libre – il détermine l'effort à fournir pour générer la translation – et, compte tenu des encombrements disponibles, on fixe $b = 5\ mm$.

Finalement, si on considère une course $\delta Z = 10\ \mu m$ et $\sigma_{adm} \approx 7\ MPa$ alors ont définit l'épaisseur des lames comme $h = \frac{\sigma_{adm} \times L^2}{3 \times E \times \delta Z} = 208\ \mu m$. On choisit donc d'usiner des lames rectangulaires dont les dimensions $L \times b \times h$ sont $10 \times 5 \times 0.2\ mm^3$. Au regard de la rigidité en translation hors plan $K_{cis} = \frac{Ebh^3}{L^3}$, les sensibilités aux défauts d'usinage en fonction des paramètres structurels L, b et h de la lame rectangulaire sont respectivement :

- $\frac{\partial K_{cis}}{\partial L} = \frac{-3 \times E \times b \times h^2}{L^4} = -1.344\ N/mm^3$
- $\frac{\partial K_{cis}}{\partial b} = \frac{E \times h^3}{L^3} = 0.896\ N/mm^2$
- $\frac{\partial K_{cis}}{\partial h} = \frac{3 \times E \times b \times h^2}{L^3} = 67.2\ N/mm^2$

En considérant le schéma présenté en annexe B, les paramètres structurels nominaux pour une lame rectangulaire donnent une rigidité en translation hors plan $K_{cis} = 4.48\ N/mm$, ce qui donne, pour une amplitude maximale de déplacement, une force $F_{10\ \mu m} = K_{cis} \times 0.01 = 0.0448\ N$. Sur cette figure, on considère maintenant que la lame flexible de gauche est parfaitement dimensionnée selon ces paramètres nominaux tandis que la lame rectangulaire de droite subit des défauts pour chacune de ses dimensions. Les axes de rotation de chacune des deux lames minces sont distants de 57 mm environ. Sous l'effet

d'une force $F_{10\,\mu m}$ générant un déplacement d'amplitude maximale, chaque lame produit une translation inversement proportionnelle à sa rigidité en translation. Les tolérances sur les paramètres structurels qui sont nécessaires afin de satisfaire le cahier des charges en termes de rotations parasites sont présentées sur le tableau de la page suivante.

	Rigidité K_{cis} (N/mm)	**Dépl. pour F = 0.048 N $\delta Z = \frac{F_{10\,\mu m}}{K_{cis}}$**	**Flexion corresp. $\theta_{eq} = \frac{\delta Z_0 - \delta Z}{57\,mm}$**	**Défaut max. admissible ε_{max} pour $\theta < 1\,\mu rad$**
Lame parfaite $L_0 \times b_0 \times h_0$	4.48	$\delta Z_0 = 10\,\mu m$	—	—
Défaut sur L : $\varepsilon = 100\,\mu m$ $(L_0 + \varepsilon_L) \times b_0 \times h_0$	4.348	$\delta Z = 10.30\,\mu m$	5.3 µrad	20 µm
Défaut sur b : $\varepsilon = 100\,\mu m$ $L_0 \times (b_0 + \varepsilon_b) \times h_0$	4.569	$\delta Z = 9.80\,\mu m$	3.5 µrad	30 µm
Défaut sur h : $\varepsilon = 10\,\mu m$ $L_0 \times b_0 \times (h_0 + \varepsilon_h)$	5.186	$\delta Z = 8.63\,\mu m$	24 µrad	400 nm

Tableau 5-4 : Sensibilité de la rigidité en translation hors plan d'une lame mince rectangulaire en fonction des paramètres structurels L, b et h.

On constate ainsi que la longueur L et la largeur b des lames rectangulaires doivent être maîtrisées à quelques dizaines de micromètres. Il est donc nécessaire de mettre au point un usinage particulier qui assure l'uniformité des dimensions latérales de toutes les lames. En revanche, la tolérance sur l'épaisseur h des lames minces est beaucoup plus forte et, comme il n'existe pas à notre connaissance de méthode d'usinage qui permette d'obtenir à faibles coûts de telles tolérances sur l'épaisseur d'un matériau, nous choisissons un matériau sous forme de feuilles dont les épaisseurs sont parfaitement maîtrisées.

Réalisation : la lame pincée

Afin que toutes les lames rectangulaires flexibles disposées autour du coulisseau soient identiques, nous utilisons des lames pincées : les lames flexibles sont réalisées en pinçant une feuille de chrysocale entre deux mors. Le chrysocale est un alliage de cuivre, d'étain et de zinc dont les caractéristiques mécaniques ont déjà été rappelées dans le Tableau 5-1. La feuille de chrysocale permet de s'assurer que toutes les lames ont la même épaisseur. Par ailleurs, on prévoit un usinage simultané de toutes les lames afin de maîtriser leurs dimensions L et b. Comme le montre la Figure 5-18, les feuilles de chrysocale sont empilées les unes sur les autres, bridées entre deux mors, et découpées toutes en même temps par électroérosion au fil.

Figure 5-18 : Usinage simultané entre deux mors des différentes feuilles de chrysocale utilisées sur le prototype.

De cette façon, les feuilles de chrysocale sont toutes identiques, aux défauts près de l'usinage par électroérosion au fil (voir le paragraphe 5.2.4) qui sont compatibles avec les tolérances évoquées précédemment.

Assemblage mécanique

Contrairement à ce qui avait été fait pour le prototype de la platine à pantographes, le prototype de la platine Z n'a pas été réalisé à l'aide d'un montage monolithique mais à l'aide d'un assemblage mécanique pour les raisons suivantes :

- En termes d'encombrement, la disposition des lames flexibles par rapport au coulisseau central ne permet pas de concevoir le prototype de façon monolithique. Par ailleurs, cette solution n'est pas facilement compatible avec l'assemblage final de la platine Z dans la platine à pantographes.
- En termes d'usinage, l'assemblage des différents éléments permet de réduire les coûts en simplifiant les usinages et en limitant le nombre de pièces critiques.
- Cependant, en termes de masse embarquée, la solution d'assemblage mécanique est moins bonne puisqu'il faut alors embarquer les vis et les boulons qui servent au bridage de l'assemblage.

Une fois assemblées, les lames flexibles ont une longueur de flexion qui est définie en premier lieu par la découpe par électroérosion au fil mais aussi, lors du montage, par les faces fonctionnelles des pièces situées directement au dessus et au dessous de la feuille de clinquant (repérées en vert et rouge sur la Figure 5-19). Afin que leurs positions et leurs orientations les unes par rapport aux autres respectent l'arrangement identifié, le montage est assuré à l'aide de plusieurs feuilles de chrysocales empilées comme le montre la figure suivante :

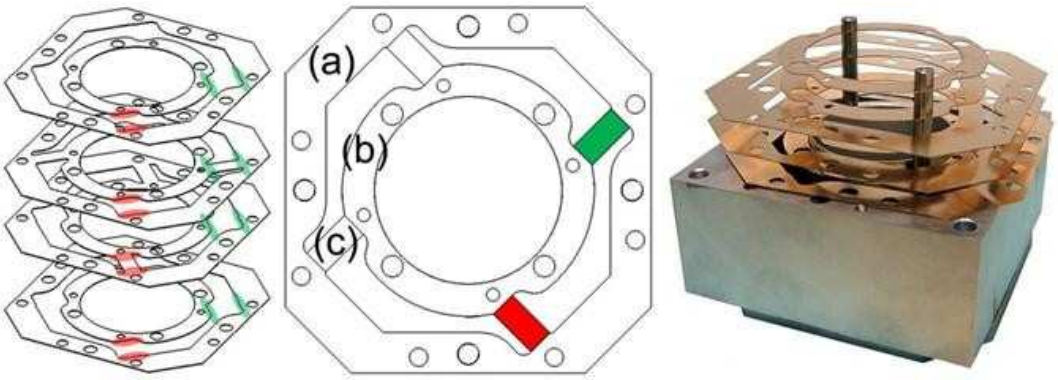


Figure 5-19 : Le montage croisé des différentes feuilles de chrysocale (à gauche) permet de bien maitriser les dimensions et les positions des lames flexibles (au centre) – à droite, une photo du prototype en cours de montage.

Comme on peut le voir au centre de la Figure 5-19, trois zones distinctes sont repérées sur les feuilles de chrysocale : (a) un cadre octogonal qui est lié à la masse mécanique du prototype, (b) un cadre circulaire qui est lié à la partie mobile et (c) les lames flexibles qui sont réparties symétriquement autour du coulisseau central. Certaines feuilles possèdent les trois composantes tandis que d'autres ne possèdent qu'un seul des cadres. Cependant, toutes ont des contours identiques afin de se superposer les unes aux autres et de bien définir les faces fonctionnelles des lames rectangulaires. Le montage est assuré à l'aide de pions de centrage afin de bien contrôler les positions des arrêtes des différentes feuilles. Les tolérances sur la position relative des pièces est de quelques microns. De cette façon, les lames flexibles qui sont tendues entre la masse mécanique et la partie mobile ont des dimensions parfaitement maîtrisées et définies uniquement par les feuilles de chrysocale qui les pincent – celles situées directement au dessus ou en dessous. Ce montage permet de séparer la fonction bridage de celle qui définit les axes de rotation des lames minces. Les mors en aluminium ne servent plus qu'à brider l'assemblage : les tolérances associées à leur usinage et à leur montage (à l'aide de vis situées de part et d'autre des lames flexibles ainsi que sur les pourtours de la masse mécanique) sont alors très faibles. Sur ce prototype, chacun des deux étages de lames est bridé à l'aide d'un jeu de vis indépendant.

Figure 5-20 : Mise en place des feuilles de chrysocale et des mors sur le prototype de la platine Z (gauche) et assemblage final du prototype.

Compte tenu du cahier des charges présenté pour cette platine de guidage en translation et de l'encombrement disponible au centre de la platine à pantographes, il est impératif de parvenir à un montage le plus petit et le plus léger possible. Sur le prototype présenté sur la Figure 5-20, nous sommes parvenus à obtenir une masse totale de 51 grammes sur la partie mobile, constituée d'un coulisseau cylindrique, des mors et des feuilles de clinquants. Le cadre en aluminium mesure 69 mm de côté et 45 mm de hauteur tandis que le coulisseau mobile, situé au centre de la platine, est constitué d'un fin cylindre en aluminium de 22 mm de diamètre et 40 mm de hauteur. L'actionneur sera relié au prototype de la platine Z par le biais du mors supérieur.

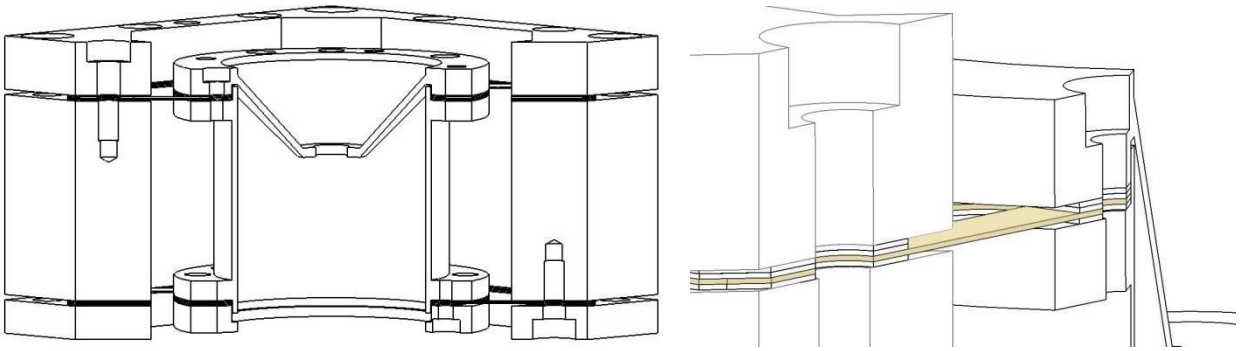


Figure 5-21 : Vue de coupe du prototype de guidage de la platine Z (à gauche) et vue de détail du pincement des lames flexibles (à droite) entre les feuilles de chrysocale et les mors.

Aussi, afin d'être le plus rigide possible, et pour éviter de subir des efforts de flexion pour lesquels la rigidité d'une plaque en aluminium n'est pas très élevée, le mors supérieur à la forme d'un voile conique (voir la Figure 5-20). Dans ce cas, les efforts transmis par l'actionneur sur le mors sont de type traction-compression et la rigidité du voile est plus grande.

5.3.2. Caractérisation des performances

Comme pour le prototype de la platine à pantographes, les deux caractéristiques du prototype de la platine Z qui ont été qualifiées sont les qualités de guidage (les rotations parasites) et la bande passante.

Montage expérimental pour mesurer les rotations parasites

Le prototype de la platine Z est monté sur un bâtit rigide de façon à pouvoir mesurer dans l'orientation définitive de la platine de guidage sur l'AFM métrologique (voir la Figure 5-22). Les rotations parasites sont mesurées à l'aide du même interféromètre SIOS SP 120 /2000-TR (voir le paragraphe 5.2.5). Un miroir plan est collé sur la face supérieure du prototype de la platine Z. La masse embarquée sur la platine de guidage est de l'ordre de 50 grammes, ce qui porte la masse totale supportée par l'actionneur à 100 grammes environ (sans compter les doubles cardans flexibles – environ 30 grammes). Les mesures des rotations parasites sont réalisées avec un chargement proche des conditions d'utilisation sur l'AFM métrologique.

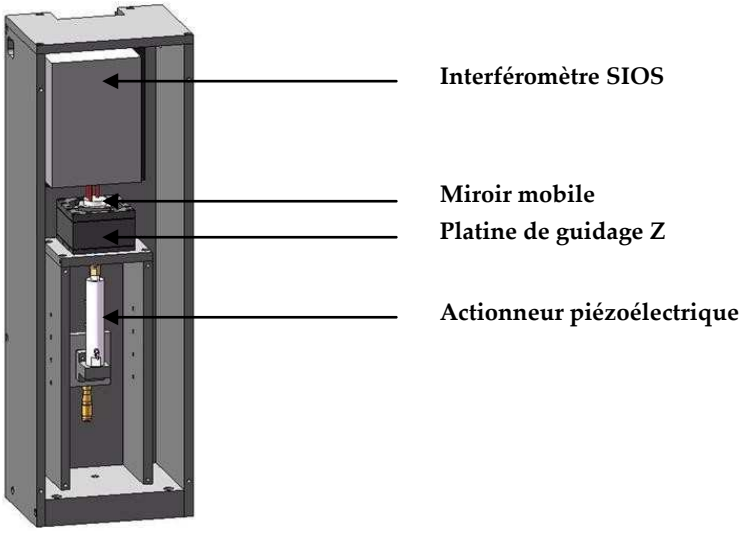


Figure 5-22 : Montage expérimental pour mesurer les rotations parasites sur le prototype de la platine Z. Les mesures de rotations sont faites à l'aide d'un interféromètre à trois axes indépendants (en haut) et la platine de guidage (en noir, au centre) est actionnée à l'aide d'un vérin précontraint (en blanc, en bas).

Le prototype de la platine Z est actionné par un vérin piézoélectrique précontraint (Physik Instrumente – P-845.60) ayant une course de 90 μm et asservie sur la position mesurée par sa jauge de contrainte. Il est piloté à l'aide d'une commande en tension [0-10 V] amplifiée par son alimentation basse tension sur [0-100 V] (Physik Instrumente E-503). Sa position par rapport à la platine de translation est ajustée à l'aide d'une platine manuelle. Un cardan flexible constitué de deux rotules commerciales (Physik Instrumente – P176.50) dont les rigidités en traction-compression et en flexion sont respectivement de 100 N/μm et 20 N.m/rad est utilisé afin de découpler l'actionneur et de ne transmettre à la platine de guidage Z que la composante verticale de l'effort produit par l'actionneur.

Le mode opératoire pour mesurer les rotations parasites sur le prototype de la platine Z est comparable à celui mis en œuvre sur la platine à pantographes. Le prototype de la platine Z est caractérisé à la fois sur la course totale de l'actionneur (90μm) et sur la course utile pour l'AFM métrologique (environ 10 μm). Les rotations parasites sont mesurées en quasi-statique à raison d'un pas d'un micromètre toutes les dix millisecondes – soit une vitesse d'environ 100 μm/s pour une fréquence de l'ordre de 0.5 Hz pour une gamme de déplacement de 90 μm et de l'ordre de 10 Hz pour un déplacement de 10 μm.

Montage expérimental pour mesurer la bande passante

Dans le montage expérimental précédent, le vérin piézoélectrique est en appui sur la butée micro-contrôle d'une platine manuelle. Comme elle n'est pas très rigide, il n'est pas possible de mesurer les caractéristiques dynamiques du prototype de la platine de guidage en translation dans ces conditions. C'est la raison pour laquelle nous utilisons un autre montage afin de mesurer sa bande passante (voir la Figure 5-23).

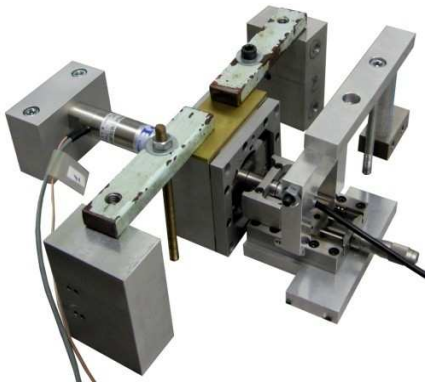


Figure 5-23 : Montage expérimental pour caractériser la bande passante du prototype de la platine Z. Un vérin piézpélectrique précontraint génère un déplacement sinusoïdal dont la fréquence varie entre 1 Hz et 10 kHz. Ce déplacement est transmis au prototype de la platine de guidage et mesuré, de l'autre côté, par un capteur capacitif.

La platine de guidage est vissée directement sur la table antivibratoire afin d'accroître la rigidité axiale du système d'actionnement. Plusieurs actionneurs ont été testé afin d'évaluer leurs performances associées au prototype de la platine de guidage Z. Les caractéristiques mécaniques des actionneurs testés sont rappelées ci-après :

	Course (µm)	**Résolution (nm)**	**Rigidité Axiale (N/µm)**	**Push/Pull Force (N/µm)**	**Capacité équivalente (µF)**	**Fréquence de résonance sans charge (kHz)**
P-844.10	15	0.15	225	3000 / 700	6.0	16
P-844.40	60	0.6	57	3000 / 700	24.0	7.5
P-844.60	90	0.9	38	3000 / 700	36.0	5.5

Tableau 5-5 : Propriétés mécaniques des vérins piézoélectriques précontraints testés sur le prototype de la platine de guidage en translation Z pour mesurer ses caractéristiques dynamiques.

Chaque vérin précontraint testé est piloté par une commande sinusoïdale qui génère des déplacements sinusoïdaux de la partie mobile de faible amplitude (correspondant à un déplacement d'environ 500 nm) et dont la fréquence varie entre 1 Hz et 10 kHz. On utilise un capteur capacitif pour mesurer les déplacements transmis à la partie mobile du prototype de la platine Z en fonction de la fréquence d'excitation.

Résultats expérimentaux

Les caractéristiques de guidage et les performances dynamiques obtenues sur le prototype de la platine Z sont illustrées sur la Figure 5-24.

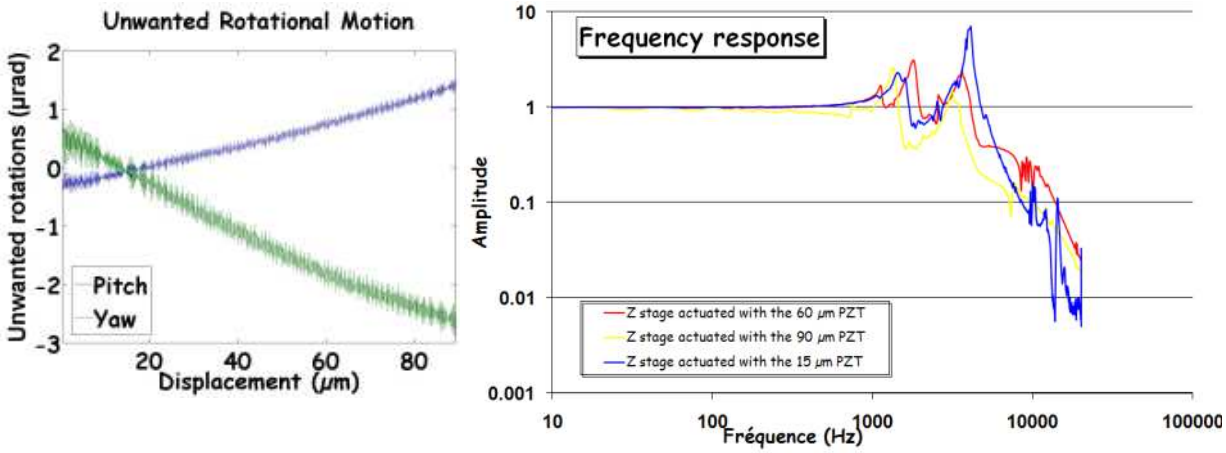


Figure 5-24 : Performances de guidage (à gauche) et dynamiques (à droite) du prototype de la platine de guidage en translation Z.

Les rotations parasites sont mesurées sur une gamme de déplacement de 90 µm (Figure 5-24 à gauche) et ont une amplitude respectivement de 1.3 µrad et 3 µrad pour le tangage et le roulis. Comme elles sont linéaires avec la déformation imposée aux lames minces, on peut facilement prédire que, pour une amplitude de déplacement limitée à 15 µm, le tangage et le roulis seront respectivement de l'ordre de 0.22 µrad et 0.5 µrad sur l'AFM métrologique. Les performances obtenues sur ce prototype sont donc compatibles avec le cahier des charges imposé.

La partie droite de la Figure 5-24 illustre les performances dynamiques obtenues sur le prototype de la platine de guidage en translation Z actionné par les différents actionneurs. Les tests en fréquence réalisés montrent que la première résonance mécanique apparaît aux alentours de 1.3 kHz. Elle ne semble pas être dépendante des actionneurs utilisés, mais plutôt de la chaîne d'actionnement dans son ensemble (actionneurs, vis, rotules flexibles et autres éléments mécaniques…). Par exemple, les rotules commerciales utilisées pour découpler l'actionneur ont une rigidité axiale faible devant celle des différents vérins piézoélectriques testés. Plus généralement, chaque interface mécanique entre deux pièces est propice à une perte de rigidité et peut expliquer une réduction de la bande passante.

Conclusion et perspectives

Ce premier prototype de la platine de guidage en translation suivant l'axe Z permet d'atteindre les spécifications du cahier des charges pour ce qui est des rotations parasites. Concernant les performances dynamiques, les résultats expérimentaux sont assez bons compte tenu de la masse embarquée et permettent d'ores et déjà d'utiliser cet ensemble mécanique pour des applications de type AFM.

Cependant, nous avons pu constater des problèmes de serrage des vis de bridage au niveau du coulisseau mobile. Au fur et à mesure des essais, les vis qui brident les lames minces ont tendances à se desserrer spontanément. Nous avons alors utilisé du frein-filet et de la colle pour sceller les têtes de vis mais cette solution n'est pas optimale à long terme. L'effet de fatigue est lié au comportement dynamique des sollicitations et détériore

les performances de guidage et de répétabilité de la platine de translation. On montre par ailleurs qu'on diminue la charge dynamique imposée à la pièce tendue en assouplissant la branche dans laquelle elle est insérée [120]. Dans notre cas, les deux étages de lames sont bridés séparément à l'aide de vis M2 et c'est donc sur celles-ci que nous devons agir. La rigidité d'une vis de longueur L, de diamètre A et de module d'élasticité E sollicitée axialement est $k = \frac{E \times A}{L}$. Par conséquent, nous pouvons :

- Changer de matériau pour la vis et choisir un matériau qui possède un module d'élasticité plus faible.
- Diminuer le diamètre de la vis – inadaptable dans notre cas puisque nous utilisons déjà du M2.
- Augmenter la longueur de la vis. C'est cette solution que nous avons choisi d'intégrer dans la platine de guidage en translation qui sera intégrée sur l'AFM métrologique (voir le paragraphe 5.5.1). En modifiant la géométrie et l'orientation des lames de clinquant utilisées pour définir les lames flexibles de la platine Z, les axes de serrage sont rendus identiques sur les deux étages de clinquant. Dès lors, il devient possible pour chaque couple de lames minces – une sur l'étage supérieur et l'autre sur l'étage inférieur – de les brider à l'aide d'une seule tige filetée au lieu des deux vis de la configuration du prototype.

Par ailleurs, à l'endroit du pincement des lames minces par les mors, il faut que l'effort de cisaillement qui apparaît dans la lame lorsque celle-ci est fléchie soit inférieur à la force de frottement introduite par le bridage afin d'éviter tout glissement de la lame mince. Un tel glissement aurait pour conséquence de faire varier la longueur de la lame et de dégrader les performances de guidages mises en avant. La course angulaire des lames minces étant assez faible sur cette platine de translation, les efforts de cisaillement ne sont pas très importants. Par ailleurs, la géométrie des feuilles de chrysocale dans lesquelles sont découpées les lames minces (voir la Figure 5-20) permet de réaliser un encastrement sur une grande surface – tout le pourtour de la partie mobile et de la masse mécanique – et permet donc d'obtenir des forces de frottements suffisantes pour limiter le glissement des lames au niveau des pincements. Cependant, on peut encore améliorer le bridage des lames minces en augmentant la pression de contact au niveau des pincements, sur les bords des mors. La platine de guidage en translation Z qui est intégrée sur l'AFM métrologique prend en compte cette amélioration.

Une des limitations principales des performances dynamiques de la platine Z est à attribuer à la masse embarquée. En effet, une réduction d'un facteur 2 de la masse embarquée permet d'augmenter la fréquence de résonance théorique de $\sqrt{2}$. Or, obtenir une bande passante de plusieurs kilohertz avec une masse utile de 100 grammes est un objectif difficilement atteignable. C'est la raison principale qui pousse les concepteurs d'AFMs à déplacer la pointe AFM – beaucoup plus légère – plutôt que l'échantillon. Sur le prototype de guidage en translation, le coulisseau de la partie mobile est constitué d'un fin cylindre en aluminium dont le voile mesure un millimètre d'épaisseur. Il est donc

nécessaire de rendre ce coulisseau mobile le plus léger possible tout en conservant la plus grande rigidité axiale.

Plusieurs systèmes ont été imaginés pour conserver la plus grande rigidité axiale tout en éliminant le plus possible de matière. La Figure 5-25 présentée sur la page suivante illustre les déformations subies par le coulisseau de la partie mobile pour une force verticale d'un Newton et suivant plusieurs géométries. Dans la colonne de gauche, on simule la rigidité axiale de la structure entre les deux étages de lames – représentées par les faces inférieures et supérieures du coulisseau. Dans la colonne de droite, on simule les déformations subies pour une force appliquée sur le talon qui servira d'appui pour les actionneurs piézoélectriques utilisés.

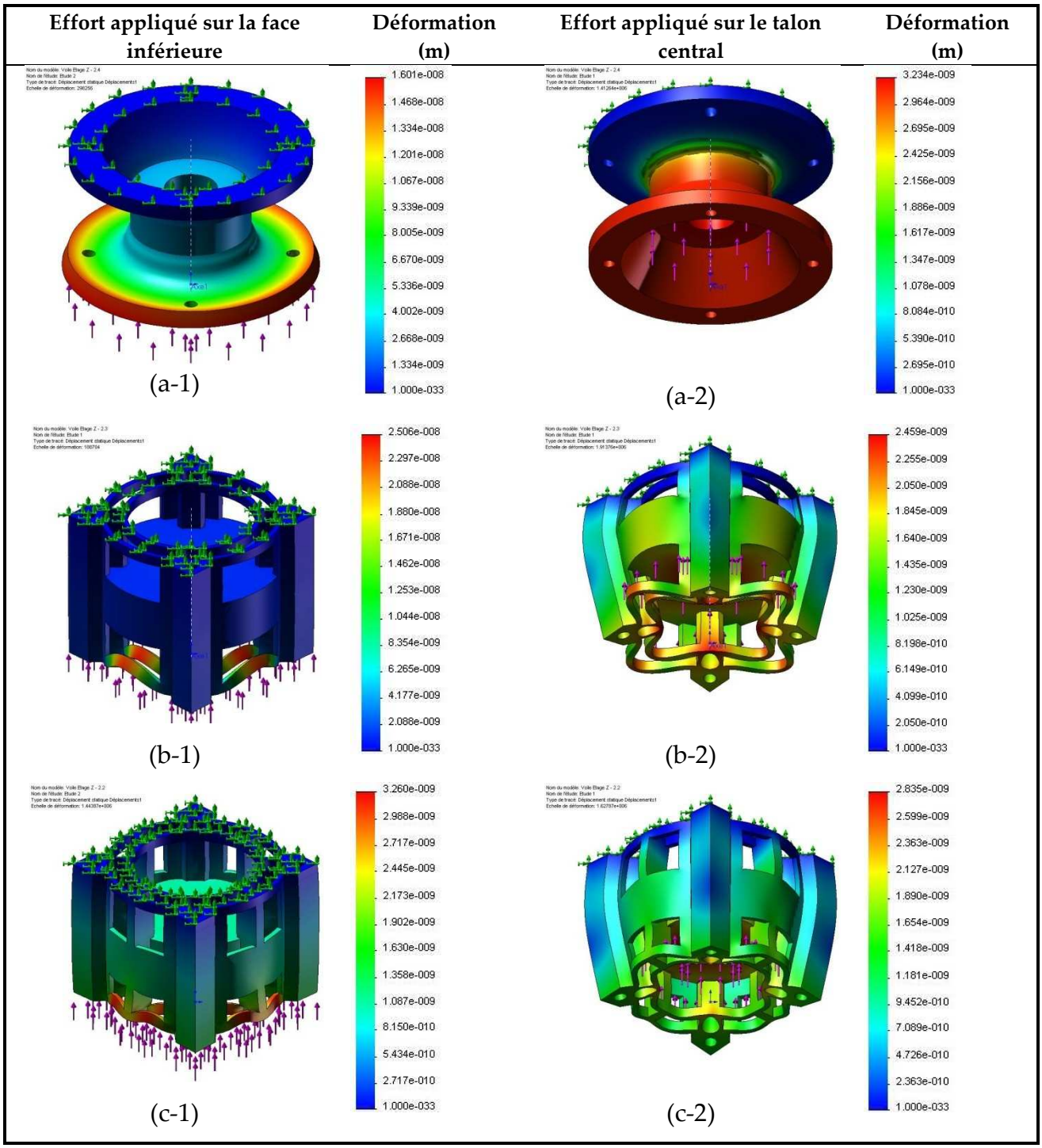


Figure 5-25 : Modélisation aux éléments finis (Solidworks – COSMOSWorks) des déformations – mesurées en mètres sur les échelles de couleurs – subies par le coulisseau mobile de la platine de guidage en translation suivant l'axe Z pour une force d'un Newton appliquée sur dex surfaces d'appui. La première (à gauche) est la face inférieure du coulisseau ; et la seconde (à droite) est la face inférieure du talon central.

La première solution qui avait été envisagée (voir la Figure 5-25-(a)) était de mettre en place les deux étages de lames au travers de deux voiles coniques inversés et répartis autours d'un talon central qui sert d'appui pour l'actionneur. Cette solution a l'avantage d'être très légère – moins de 30 grammes – mais elle est faiblement rigide dans la direction

verticale : les déformations subies pour une sollicitation de type compression sont de l'ordre de plusieurs nanomètres au niveau de la face inférieure. La déformation maximale obtenue met en évidence une rigidité en compression de l'ordre de 62 $N/\mu m$, ce qui n'est pas suffisant compte tenu de la rigidité des céramiques piézoélectriques (plusieurs centaines de $N/\mu m$) disponibles dans le commerce actuellement.

La deuxième solution envisagée (voir la Figure 5-25-(b)) est une modification du cylindre du premier prototype qui a été conçu. Afin de conserver un maximum de rigidité axiale, des colonnes « massives » sont dessinées entre les deux étages de lames et reliées par un fin système de poutres. La masse de ce coulisseau est légèrement supérieure (35 grammes) mais les performances sont améliorées : pour une même contrainte, les déformations ne sont alors localisées que sur les poutres qui relient les colonnes (b-1). Dans le cas d'une force appliquée sur le talon central (b-2), les poutres sont soumises au flambement. Cependant, l'ajout des mors pour brider les lames minces sur le coulisseau central permettra d'augmenter la rigidité de cette structure pour les sollicitations de ce type. On constate cependant qu'au niveau des quatre piliers qui supportent les deux étages de lames, les déformations sont minimes dans les deux cas – inférieures au nanomètre – et la rigidité équivalente en compression de ce modèle est donc supérieure à 1000 $N/\mu m$.

La troisième simulation permet de rigidifier un peu plus les poutres qui relient les quatre piliers principaux et d'augmenter aussi la surface de contact au niveau des lames minces. C'est cette solution qui sera finalement retenue pour être intégrée à l'étage de translation de l'AFM métrologique, présenté dans les conclusions de ces travaux au paragraphe 5.5.

5.4. Actionnement de l'étage de translation

5.4.1. Rappels et problématiques de l'actionnement

D'après le cahier des charges qui a été défini pour l'étage de translation (voir le paragraphe 5.1.3), une architecture de guidage série-parallèle a été choisie. La problématique est donc maintenant de concevoir un système d'actionnement qui permette de générer les déplacements désirés. C'est l'étude d'un tel système qui est détaillée dans les paragraphes suivants.

L'actionnement d'une platine de guidage en translation a pour objectif de générer un déplacement de la partie mobile par rapport à la masse mécanique de l'ensemble suivant un certain nombre d'axes (trois dans le cas présent). Ce déplacement est permis grâce à la transmission d'un effort depuis le générateur d'effort jusqu'à la partie finale de la partie mobile de l'instrument – dans notre cas l'échantillon. Cette transmission est assurée par une succession de solides et de liaisons mécaniques $\{S_i\}$ qui présentent tous des rigidités k_i différentes.

Pour déplacer la partie mobile dans de bonnes conditions – notamment en termes de bande passante, d'asservissement et de déphasage – il est primordial d'optimiser ces

chaînes $\{S_i\}$ dans le but de maximiser la transmission des efforts dans les directions correspondant aux degrés de liberté. Par conséquent il faut que les solides et liaisons qui relient l'actionneur à la partie mobile aient de grandes rigidités axiales.

La réalisation matérielle de l'actionnement consiste alors à disposer dans l'espace un certain nombre d'actionneurs – c'est-à-dire des générateurs de déplacements dans notre cas – et un certain nombre d'éléments et de liaisons mécaniques. Une fois de plus, nous distinguons deux grandes familles d'architectures :

- Les chaînes cinématiques séries qui ajoutent les souplesses de chaque élément et liaison mécanique. La rigidité globale équivalente d'une chaîne série $K_{Série}^{eq}$ est ainsi fortement influencée par la plus petite rigidité de la chaîne :
- $K_{Série}^{eq} = \frac{\prod_i K_i}{\sum_i K_i}$
- Les chaînes cinématiques parallèles qui répartissent la transmission des efforts entre les différentes « jambes » qui sont mises en parallèles. La rigidité globale équivalente d'une chaîne parallèle K_{Paral}^{eq} est ainsi la somme des rigidités de chaque jambe :

$$K_{Série}^{eq} = \sum_i K_i$$

Dans le cas de l'AFM métrologique, l'actionnement de la platine mécanique de guidage en translation à trois axes ne doit pas nécessairement suivre la même architecture que ce dernier. Le choix de cette architecture est justifié dans le paragraphe suivant.

5.4.2. Architecture d'actionnement

Pour la configuration série-parallèle des platines de guidage en translation, nous distinguons deux types possibles d'architecture d'actionnement :

- La première vise à suivre la même configuration série-parallèle. Les actionneurs utilisés pour générer les translations suivant les directions X et Y sont disposés entre la platine à pantographes et la masse mécanique tandis que les actionneurs utilisés pour réaliser les translations suivant la direction verticale sont disposés entre la platine de guidage Z et la platine à pantographes (Figure 5-26 – droite). Dans ce cas, les actionneurs utilisés dans la direction Z sont disposés en série de ceux utilisés dans les directions X et Y qui sont eux-mêmes disposés en parallèle l'un de l'autre. Il s'agit donc bien d'une structure série-parallèle.
- La seconde est définie par un actionnement complètement parallèle : tous les actionneurs utilisés pour générer des déplacements dans les trois directions sont placés entre la platine de guidage mécanique correspondant et la masse mécanique de l'ensemble (Figure 5-26 – gauche). Dans ce cas, les actionneurs utiles à la génération des translations dans les directions X et Y sont donc disposés entre la platine à pantographes et la masse mécanique tandis que les actionneurs utilisés pour réaliser les translations suivant la direction verticale sont disposés entre la

platine Z et la masse mécanique de l'ensemble. Il s'agit donc bien d'une structure parallèle.

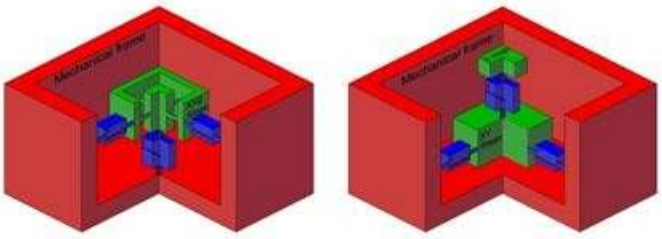


Figure 5-26 : Nous avons distingué deux types d'architecture intéressants pour l'actionnement des platines de guidage de l'étage de translation de l'AFM. A gauche, un actionnement complètement parallèle : les actionneurs (en bleu) sont tous disposés entre un élément de guidage (en vert) et la masse mécanique (en rouge). A droite, un actionnement série-parallèle qui suit l'architecture de guidage qui a été choisie : deux actionneurs sont placés en parallèle sur la première platine de guidage et le troisième actionneur est disposé en série, entre le premier élément de guidage et le second.

Afin de déterminer la meilleure architecture d'actionnement pour atteindre les performances dynamiques recherchées, nous proposons la démonstration suivante. Dans les calculs qui suivent, on appelle respectivement K_X, K_Y et K_Z les composantes verticales des matrices de rigidité associés aux chaînes d'actionnement des axes X, Y et Z. Par ailleurs, on appelle respectivement K_S et K_P les rigidités équivalentes dans la direction verticale des configurations série-parallèles (Figure 5-26 – droite) et complètement parallèle (Figure 5-26 – gauche) pour l'actionnement de l'étage de translation de l'AFM métrologique.

Dans le cas d'un actionnement complètement parallèle, la rigidité équivalente K_P dans la direction verticale est :

Équation 5-13 : $K_P = K_X + K_Y + K_Z$

Dans le cas d'un actionnement série-parallèle, la rigidité équivalente K_S dans la direction verticale est :

Équation 5-14 : $K_S = \frac{(K_X+K_Y)\times K_Z}{K_X+K_Y+K_Z}$

On montre alors que :

Équation 5-15 : $K_S = \frac{(K_X+K_Y+K_Z-K_Z)\times K_Z}{K_P} = \frac{(K_P-K_Z)\times K_Z}{K_P} = K_P \times \left(\frac{K_Z}{K_P} - \left(\frac{K_Z}{K_P}\right)^2\right)$

Comme : $K_p = K_x + K_y + K_z$ avec $\begin{cases} K_x > 0 \\ K_y > 0 \\ K_z > 0 \end{cases}$ Alors : $K_p > K_z > 0$

Donc :

$$0 < \frac{K_z}{K_p} < 1 \quad \Leftrightarrow \quad 0 < \frac{K_z^2}{K_p^2} < \frac{K_z}{K_p} < 1$$

$$\Leftrightarrow \quad 0 < \frac{K_z}{K_p} - \frac{K_z^2}{K_p^2} < 1 - \frac{K_z^2}{K_p^2}$$

Et, Équation 5-16 : $0 < \frac{K_z}{K_p} - \frac{K_z^2}{K_p^2} < 1$

D'où, d'après l'Équation 5-15, $K_s = K_p \times \left(\frac{K_z}{K_p} - \frac{K_z^2}{K_p^2} \right)$ avec $\left| \frac{K_z}{K_p} - \frac{K_z^2}{K_p^2} \right| < 1$

Et on a donc, Équation 5-17 : $\boxed{K_s < K_p}$

Quelles que soient les valeurs des rigidités des chaînes d'actionnement X, Y et Z dans la direction verticale, on constate que la rigidité de la chaîne série est inférieure à celle de la chaîne complètement parallèle. Il est donc préférable de mettre les actionneurs dans une configuration complètement parallèle afin d'obtenir la plus grande bande passante. Par ailleurs, cette solution permet de limiter des problèmes d'interférences entre l'axe Z et les axes X et Y (et notamment un effet trampoline) [109]. En conclusion, sur la base de ces résultats, nous choisissons d'ajouter aux platines de guidage mécanique en translations Tx, Ty, Tz un actionnement complètement parallèle : les actionneurs sont placés entre la masse mécanique et respectivement la platine à pantographes et la platine Z pour les axes XY et Z.

5.4.3. Choix des actionneurs

Le choix de l'actionneur pour ce type d'application relève des considérations et des besoins suivants :

- Avoir une gamme de déplacements qui permette d'atteindre les courses nécessaires au niveau de la partie mobile. Dans notre cas, sans bras de levier pour amplifier les déplacements générés au niveau de l'actionneur, les courses de l'actionneur doivent correspondre avec les amplitudes de balayage recherchées pour l'AFM métrologique.
- Avoir une bande passante suffisante pour satisfaire le cahier des charges. Ce critère est à prendre en compte essentiellement pour l'axe Z sur lequel les fréquences de travail sont plus élevées.
- Avoir un rapport signal à bruit de 10^{-5} correspondant à un bruit de l'ordre de 1 nm pour les axes XY et de l'ordre de 0.1 pour l'axe Z.
- Avoir un encombrement compatible avec l'application. Par exemple, pour l'axe Z, l'actionneur choisi ne devra pas être trop gros pour s'insérer dans le montage et ne devra pas non pus être trop massif afin de ne pas pénaliser le comportement dynamique de l'étage de translation de l'AFM métrologique.

- Ne pas générer trop de chaleur durant son fonctionnement afin de limiter l'impact thermique sur l'AFM métrologique.
- Dans notre application, les efforts à générer pour générer les déplacements sont faibles (car les lames flexibles sont souples dans les directions correspondantes aux degrés de liberté). Il n'est donc pas indispensable que l'actionneur développe des forces de traction importantes.

Les besoins exprimés ci-dessus éliminent toute la famille des éléments roulants ou glissants. En effet, ces derniers mettent en œuvre des frottements et des jeux qui diminuent leurs précisions et mènent, à terme, à une usure fatale pour le système. Par ailleurs, ces éléments sont peu répétables et ne permettent pas d'obtenir facilement les qualités de mouvement recherchées. Ils ne sont utilisés dans les systèmes de translation de haute précision que sur des étages de déplacements d'exploration [70], [16], [74], et sont corrigés ensuite par des étages fins.

En revanche, on retrouve dans la bibliographie relative aux machines à mesurer et aux platines de positionnement à l'échelle du nanomètre les actionneurs magnétiques [106] et les platines à coussins d'air [116], [78]. Ces technologies offrent de très bonnes performances grâce notamment à l'absence de frottement ainsi que des courses et des vitesses de translation élevées mais elles dégagent beaucoup trop de chaleur pour les rendre compatibles avec notre application.

Finalement, la plupart des AFMs métrologiques qui ont été conçus dans les différents laboratoires nationaux de métrologie utilisent des actionneurs piézoélectriques pour mettre en position la pointe par rapport à l'échantillon [70]. Par ailleurs, d'autres projets internes au LNE ont déjà utilisé cette technologie [74], [128] : les fournisseurs et les produits sont donc bien connus.

Un actionneur piézoélectrique utilise l'effet réciproque piézoélectrique pour convertir une énergie électrique – une différence de potentielle aux bornes de la céramique – en énergie mécanique – un déplacement. Un empilement de céramiques piézoélectriques permet de cumuler les effets individuels et de parvenir à des déplacements de plusieurs centaines de micromètres. Les avantages de ces actionneurs sont : une résolution qui ne dépend que de la source de tension utilisée pour les piloter et une excellente stabilité. Les inconvénients de cette technologie – hystérésis, dérive, fluage – peuvent être assez facilement compensés par linéarisation et asservissement. De plus ils sont assez compacts et sont disponibles sous des formes multiples – empilements de céramiques, plaques bimorphes, vérins… ce sont ces derniers modèles qui ont retenu notre attention.

5.4.4. La précontrainte

Les actionneurs piézoélectriques offrent des performances intéressantes en termes de résolution, de fréquence de résonnance et de force de poussée. Cependant, leurs caractéristiques ne sont pas symétriques et ils présentent notamment une force de poussée largement supérieure à la celle de traction. Cette dissymétrie entraine une chute des

performances dynamiques et il est donc impératif de prévoir une force supplémentaire qui aidera le piézoélectrique à se rétracter et à déplacer la partie mobile dans l'autre sens. Cette force de rappel – la précontrainte – permet de ramener le rapport $\frac{Force\ de\ Poussée}{Force\ de\ Traction}$ vers des valeurs plus proches de l'unité. Où localiser la précontrainte sur l'étage de translation de l'AFM métrologique ?

Plusieurs essais ont été réalisés sur le prototype de la platine à pantographes afin d'intégrer cette force de rappel dans la platine de guidage. Des ressorts ont été utilisés afin de générer des efforts à plusieurs endroits, notamment au niveau de la partie mobile mais aussi vers les pantographes. Les essais réalisés ont tous aboutis à une détérioration des performances de guidage du prototype de la platine à pantographes. En effet, placer des ressorts de rappel directement sur l'élément de guidage est une stratégie de précontrainte délicate à mettre en œuvre. En cas de dissymétrie des différents ressorts (de par leurs raideurs ou leurs positions par rapport à l'axe de symétrie), les couples engendrés au niveau de la partie mobile peuvent être non nuls. En fonction des caractéristiques mécaniques des éléments flexibles de la platine de guidage, ils peuvent provoquer des rotations parasites de la partie mobile.

Par conséquent, il peut être plus sûr d'assurer cette précontrainte directement au niveau des actionneurs, en utilisant des vérins piézoélectriques précontraints. Comme, par construction, ces derniers sont découplés de la platine de guidage en translation (voir le paragraphe 5.4.5), alors la précontrainte ne produit pas d'efforts parasites au niveau de la partie mobile. L'utilisation de vérins piézoélectriques fortement précontraints permet ainsi de symétriser d'avantage le comportement de l'actionneur – avec des rapports $\frac{Force\ de\ Poussée}{Force\ de\ Traction}$ de quelques unités contre plusieurs dizaines voire plusieurs centaines pour des vérins piézoélectriques faiblement précontraints.

5.4.5. Le découplage des axes

Les vérins précontraints piézoélectriques sont des générateurs de déplacement à un axe pour lequel la rigidité est grande. En revanche ils ne sont pas conçus pour supporter de très grands efforts dans la direction transverse [95]. Aussi, comme il est nécessaire avec ce type d'actionneurs d'établir une liaison mécanique entre l'extrémité de l'actionneur piézoélectrique et la platine de guidage en translation, il est impératif de limiter le plus possible les mouvements transverses à l'axe de l'actionneur afin de ne pas l'endommager. Cette nécessité est encore plus importante dans le cas d'une structure parallèle où les déplacements de la partie mobile résultent d'une commande simultanée de plusieurs actionneurs. Le mouvement relatif de la partie mobile au niveau des actionneurs ne coïncide donc plus à priori avec l'axe de l'actionneur. Il est donc indispensable de découpler les actionneurs, à l'aide d'un double cardan flexible par exemple. Son rôle est de transmettre l'effort axial – correspondant à l'effort de commande – et d'absorber les mouvements transverses (correspondants au déplacement dX_0 pour l'actionneur Y présenté sur la Figure 5-27).

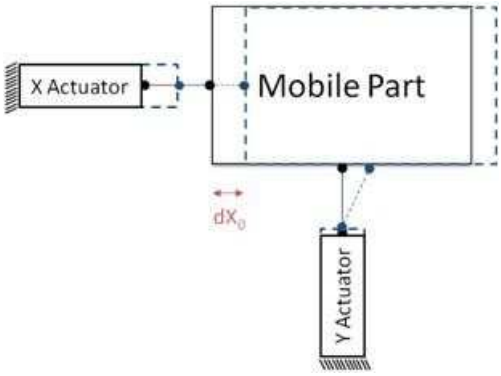


Figure 5-27 : L'intégration des actionneurs sur une platine parallèle nécessite d'isoler les actionneurs afin d'annuler le mouvement transverse à la direction de l'actionneur. Le découplage des axes est assuré via un jeu de bielle et double-rotule qui permet de ne pas transmettre les efforts transverses aux actionneurs.

Sur la platine à pantographes, un tel système de découplage est mis en œuvre entre les actionneurs utilisés et la partie mobile. Pour la platine Z qui est un guidage en translation à un axe, son actionnement est *a priori* plus simple car il ne devrait pas avoir besoin d'être découplé. Cependant, compte tenu du montage série-parallèle présenté (voir le paragraphe 5.4.2), il est indispensable d'intercaler un élément de découplage entre l'actionneur et la platine de guidage vertical afin de l'isoler des mouvements de balayages de la platine à pantographes.

Le dimensionnement de ces doubles cardans flexibles mène alors au compromis suivant : plus la souplesse transverse est grande – nécessaire pour absorber les mouvements transverses – et plus la rigidité axiale diminue. Comme ces éléments sont mis de part et d'autre des actionneurs, dont la rigidité axiale est en comparaison très grande généralement, alors ils ont pour effet de réduire la rigidité globale de cette chaîne d'actionnement : le découplage des actionneurs est un facteur limitant la bande passante du système.

Ce constat, présenté sous la forme d'un problème sans solution viable est la contrepartie des choix de développement que nous avons fait jusqu'à présent sur l'étage de translation de l'AFM métrologique. En effet, notre réflexion et notre travail de conception se sont jusqu'ici toujours orientés préférentiellement vers les problématiques de guidage. De par les besoins mis en avant dans le cahier des charges et la volonté de minimiser l'erreur d'Abbe en réduisant l'amplitude des rotations parasites durant les translations, nous avons privilégié la génération d'un guidage en translation de qualité au détriment, dans un premier temps en tout cas, des problématiques liées à l'actionnement de celui-ci. Notre démarche diffère en ce sens de l'approche de Monsieur Shorya Awtar qui propose dans son mémoire de thèse [8] une réflexion orientée autour de l'actionnement et du découplage des axes pour proposer une platine de translation parallèle à lames flexibles. Sa démarche consiste à trouver un arrangement particulier de liaisons cinématiques et d'étages intermédiaires permettant de mettre au point une liaison optimale – c'est-à-dire exempte de tout mouvement transverse – entre les actionneurs et la partie mobile (XYθ).

Dans le cas de la platine à pantographes, les fréquences utiles sont très faibles en microscopie à champ proche – quelques Hertz seulement – et la chute de bande passante imposée par le double cardan flexible n'est pas trop gênante. En revanche, nous avons vu dans le paragraphe 5.1.2 que les fréquences recherchées sur l'axe Z de l'AFM métrologique sont largement supérieures. Dans ce cas, la chute de bande passante est problématique car elle limite la vitesse de balayage. Il est impératif de concevoir un élément de découplage qui conserve la plus grande rigidité axiale. Compte tenu du temps imparti pour cette étude et des résultats expérimentaux obtenus, la conception de telles rotules n'a pas été réalisée au moment où ce manuscrit est écrit. Elle fera l'objet d'un prochain développement. Sur l'AFM métrologique qui est ici présenté, on utilise les rotules flexibles commerciales qui ont été testées sur les prototypes.

5.4.6. Mise en œuvre sur l'étage de translation

Le choix de la réalisation de l'actionnement et du couplage entre l'actionneur et les platines de guidage en translations doit donc répondre aux critères suivants :

- Le couplage entre l'actionneur et la partie mobile doit être le plus faible possible. Sur une structure parallèle comme celle dont il est ici question – sans plateforme intermédiaire – il est cependant impossible de trouver un point qui soit complètement découplé des autres translations.
- La chaîne des solides entre l'extrémité de l'actionneur et la partie mobile doit être la plus rigide possible dans la direction de l'effort généré par l'actionneur.
- L'intégration des actionneurs et leur découplage doit être le plus facile possible.

Actionnement de la PBFS

Plusieurs solutions ont été envisagées pour actionner la platine de guidage à pantographes ; elles sont répertoriées sur la Figure 5-28. Le pantographe étant une structure parallèle à deux degrés de libertés, il est impossible de trouver une localisation pour l'actionneur qui soit complètement découplée de la translation orthogonale. Par conséquent, nous tâcherons de trouver un emplacement qui rende son intégration simple et qui transmette au mieux l'effort d'actionnement.

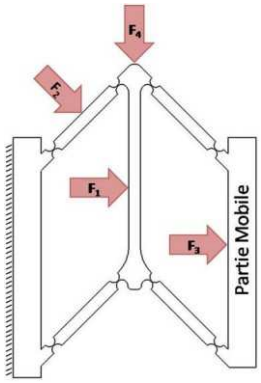


Figure 5-28 : Différentes solutions envisagées pour placer l'actionneur F_i sur le pantographe et générer un déplacement de la partie mobile (située à droite sur la figure) par rapport à la masse mécanique (à gauche). Sur le bras central (F_1) ou sur l'un des bras latéraux (F_2), on transmet des efforts de flexion sur des pièces qui ne sont pas très rigides. En plaçant l'actionneur sur le sommet du pantographe (F_4), la rigidité est accrue mais sa position latérale change avec le déplacement de la partie mobile. Enfin, une dernière possibilité, la plus simple à mettre en œuvre, consiste à lier l'actionneur à la partie mobile (F_3).

Lier l'actionneur à l'un des bras du pantographe – le bras central ou un des bras latéraux [141], [142] – n'est pas une solution facile à intégrer compte tenu des dimensions des pantographes. Par ailleurs, la transmission de l'effort de commande jusque la partie mobile sollicite les bras suivant un mode de flexion pour lequel les rigidités ne sont pas très élevées compte tenu de leurs dimensions. Cette solution pourrait exciter d'avantage des modes résonants internes aux pantographes (voir la Figure 5-7) et dégrader les performances recherchées. Une autre solution consiste à placer l'actionneur au niveau du sommet du pantographe (solution F_4 sur la Figure 5-28). Là encore, les problèmes d'intégration rendent cette solution difficilement réalisable même si la rigidité du bras central est dans ce cas plus grande puisqu'il est sollicité suivant un mode de traction – compression. Finalement nous avons choisi de lier l'actionneur piézoélectrique directement sur la partie mobile (F_3 sur la Figure 5-28). Compte tenu des dimensions du cadre de la partie mobile de la platine à pantographes, et des efforts mis en jeux pour générer les déplacements, on peut raisonnablement penser que les efforts de flexion dans le cadre seront négligeables.

Le plan qui contient le centre de gravité des éléments mobiles de la PBFS – c'est-à-dire la partie mobile ainsi que la moitié des quatre pantographes – correspond au plan médian du prototype usiné. En l'état, il n'est pas possible de faire coïncider les actionneurs avec le plan qui contient le centre de gravité de la partie mobile de la platine à pantographes car il faudrait alors les faire passer au travers des pantographes, ce qui pourrait dégrader les rapports de rigidité calculés précédemment et les qualités de guidage.

Le choix d'un actionneur pour le prototype de la platine à pantographes se décompose en deux sous-ensembles : l'actionneur piézoélectrique et son étage d'amplification. Ces deux éléments fonctionnent ensemble et les performances globales résultent des caractéristiques individuelles de chaque sous-ensemble. Les actionneurs qui ont été choisis sont deux vérins piézoélectriques précontraints (modèle P-844.44) de chez Physik Instrumente et

pilotés par une alimentation basse tension (modèle 5-503). Les caractéristiques principales sont reprises dans les tableaux suivants (sources PI) :

	Course (µm)	Résolution (nm)	Rigidité Axiale (N/µm)	Push/Pull Force (N/µm)	Capacité équivalente (µF)	Fréquence de résonance sans charge (kHz)
P-844.40	60	0.6	57	3000 / 700	24.0	7.5

Tableau 5-6 : Caractéristiques des vérins piézoélectriques précontraints utilisés sur la platine à pantographes.

	Tension d'entrée (V)	Tension de sortie (V)	Puissance max disponible (W)	Puissance Moyenne (W)	Niveau de bruit (mV)
E-503	[−2 ; 12]	[−20 ; 120]	14	6	~3 mV

Tableau 5-7 : Caractéristiques de l'amplificateur de tension utilisé pour piloter les vérins piézoélectriques sur la platine à pantographes.

La course utile du vérin permet de définir l'amplitude maximale des balayages disponibles pour le microscope à force atomique. La résolution est directement liée au niveau de bruit de l'étage d'amplification. La rigidité axiale et la fréquence de résonance à vide du piézoélectrique sont les termes les plus importants pour déterminer la bande passante du système. Pour les axes de balayage (XY) de l'AFM métrologique, ils ne représentent pas un critère de choix limitant. Enfin, la capacité équivalente de l'actionneur permet de déterminer la charge qu'il représente sur l'amplificateur de tension associé. Plus elle est grande, plus le temps de charge est important et plus la bande passante diminue. Cependant, les bandes passantes disponibles sur l'étage d'amplification pour les charges que représentent ces vérins piézoélectriques sont compatibles avec les vitesses de balayages nécessaires en microscopie à force atomique. Dans le meilleur des cas, les meilleures bandes passantes disponibles actuellement sur le marché sont de 10 kHz.

Actionnement de la platine Z

Dans la mesure où la platine Z est un guidage en translation à un axe, son actionnement est à priori plus simple car il devrait être exempt des problèmes de découplage d'axes dont nous avons parlé dans les paragraphes précédent. Cependant, compte tenu de l'utilisation particulière de cette platine sur l'AFM métrologique et de son intégration dans la platine à pantographes (voir le paragraphe 5.4.2), on utilise donc les mêmes rotules commerciales que celles qui ont été testées sur le prototype afin de découpler l'actionneur des mouvements de balayages de la platine à pantographes.

L'actionneur qui a finalement été choisi est un vérin précontraint (P-844.10 – Physik Instrumente) dont les caractéristiques mécaniques sont rappelées dans le tableau ci-dessous.

	Course (µm)	Résolution (nm)	Rigidité Axiale (N/µm)	Push/Pull Force (N/µm)	Capacité équivalente (µF)	Fréquence de résonance sans charge (kHz)
P-844.40	15	0.15	225	3000 / 700	6.0	16

Tableau 5-8 : Caractéristiques du vérin piézoélectrique précontraint utilisés sur la platine Z.

Du fait de sa plus faible course, l'empilement de céramiques piézoélectriques est moins important et cet actionneur est beaucoup plus rigide que ceux utilisés sur la PBFS. Il représente aussi une moindre charge pour son amplificateur et devrait donc permettre d'atteindre des fréquences d'utilisation plus élevées. Une alimentation plus puissante (E505 – Physik Instrumente) est par ailleurs utilisée afin de le piloter. Elle permet de réduire les temps de charge et augmenter d'avantage la bande passante de cet axe. Les caractéristiques principales de cette alimentation sont rappelées dans le tableau suivant :

	Tension d'entrée (V)	Tension de sortie (V)	Puissance max disponible (W)	Puissance Moyenne (W)	Niveau de bruit (mV)
E-505	[−2 ; 12]	[−20 ; 120]	200	30	< 1 mV

Tableau 5-9 : Caractéristiques de l'amplificateur de tension utilisé pour piloter l'actionneur Z.

5.5. Conclusion : assemblage de l'étage de translation de l'AFM métrologique

Les prototypes présentés ont permis de valider les hypothèses et de tester séparément des systèmes de guidages qui satisfassent le cahier des charges. Pour l'AFM métrologique, les platines de guidage – la PBFS et la platine Z – ont été ré-usinées sur les bases des discussions présentées et dans le but de réaliser l'assemblage final qui est maintenant présenté.

5.5.1. Assemblage

L'assemblage de la platine Z au centre de la platine à pantographes fait l'objet d'une procédure de montage particulière. Les deux platines sont assemblées simultanément et la figure ci-dessous illustre l'assemblage final :

Figure 5-29 : Assemblage final de la platine Z et de la platine à pantographe tel qu'il est utilisé sur l'AFM métrologique.

De par son aspect novateur et par les qualités de guidage obtenues, cette platine de translation à trois axes a fait l'objet en 2009 d'un dépôt de brevet américain [100].

5.5.2. Conclusions et perspectives

Au vue des développements qui ont été présenté ici et des résultats obtenus, de nombreuses voies d'améliorations sont possibles : elles concernent principalement les aspects liés à l'actionnement dans la mesure où les performances de guidages sont – quant à elles – compatibles avec le cahier des charges. On donne ci-dessous une liste non exhaustive des axes de réflexion :

- Pour la PBFS :
  - Concevoir le système de guidage de façon symétrique autour du centre de gravité de la partie mobile.
  - Concevoir un système d'actionnement qui coïncide avec le centre de masse.
  - Améliorer le découplage des axes soit (i) par le développement d'un cardan flexible plus performant – c'est-à-dire avec une très grande rigidité axiale et des souplesses très grandes dans les directions perpendiculaires ; ou (ii) par l'intégration d'une platine intermédiaire – située entre l'actionneur et la partie mobile – comme MM. Awtar et Slocum le préconisent dans leurs travaux [7] afin de découpler complètement les axes d'actionnement. Une autre voie pourrait aussi être envisagée par un actionnement sans contact (paliers magnétiques ou à air…)
- Pour la platine Z :
  - Les performances dynamiques sont limitées principalement par l'actionneur utilisé et son étage d'amplification. Plus on trouvera un actionneur rigide et avec une fréquence de résonnance élevée, et plus les performances dynamiques globales augmenteront. De même, d'un point de vue électrique, on cherchera à

réduire la capacité de l'actionneur et à augmenter l'intensité du courant délivré par l'amplificateur de façon à réduire les temps de charge.

- On a pu voir que les vérins piézoélectriques précontraints utilisent un système équivalent à un ressort mécanique pour augmenter la force de traction afin de réduire les temps de réponse. La dissymétrie de la réponse de ces actionneurs est un facteur limitant de la bande passante. Comme ils sont très efficaces dans un sens – en poussée – une voie d'amélioration consiste donc à concevoir un assemblage à deux actionneurs montés selon un montage push-pull. Dans ce cas, chaque actionneur travaille dans le sens dans lequel il est le plus efficace, et lorsque la direction s'inverse, c'est le deuxième actionneur qui prend le relais. Pour éviter un décollement, il faut précontraindre le système en les forçant à pousser l'un contre l'autre. On retrouve dans la bibliographie propre aux AFMs rapide des approches similaires [109], [110] et des essais préliminaires ont montré la faisabilité d'une telle approche. C'est une voie prometteuse pour améliorer la bande passante de l'axe Z de l'AFM métrologique.
- Tout comme la PBFS, le système de découplage de la platine Z doit être amélioré afin d'augmenter la rigidité axiale et les souplesses dans les directions perpendiculaires.

Troisième Partie

Résultats et conclusions

6 Premiers résultats obtenus avec l'AFM métrologique 161

6.1.Vérifications des hypothèses de conception 161

6.2.Premiers résultats liés à l'utilisation de l'AFM 170

7 Bilan d'incertitude provisoire 175

7.1.Introduction 175

7.2.Composantes liées aux mesures interférométriques 177

7.3.Composantes mécaniques 181

7.4.Composantes géométriques 184

7.5.Conclusions 185

8 Conclusions et perspectives 191

8.1.Conclusion générale sur la construction de l'AFM métrologique 191

8.2.Perspectives d'améliorations pour l'AFM métrologique.....193
8.3.Perspectives pour la métrologie dimensionnelle par AFM.....195

CHAPITRE

6

PREMIERS RESULTATS OBTENUS AVEC L'AFM METROLOGIQUE

Ce chapitre présente les premières mesures qui ont été obtenues sur l'AFM métrologique afin d'en évaluer les performances et de vérifier certaines des hypothèses qui avaient été faites lors de sa conception.

6.1. Vérifications des hypothèses de conception

Lors de la conception, une hypothèse très importante a été faite concernant la longueur de la chaîne métrologique : dans un environnement stable et homogène thermiquement, les mesures interférométriques ne dépendent plus de la longueur du bras de l'interféromètre (voir le chapitre 3) et la chaîne métrologique est alors réduite au chemin passant par les miroirs de référence, l'échantillon et la pointe AFM. L'objet des paragraphes qui suivent est donc de vérifier expérimentalement cette hypothèse. Les données qui sont obtenues ici permettront d'alimenter le bilan d'incertitude prévisionnel présenté dans le chapitre suivant.

6.1.1. Description du dispositif expérimental

Les mesures sont réalisées directement sur l'AFM métrologique, placé dans une salle propre (classe 1000) de l'unité de Nanométrologie (voir la Figure 6-1). Ce dernier est posé sur une table antivibratoire qui repose sur un massif en béton de 35 tonnes entièrement découplé du reste du bâtiment. Pour éviter toutes perturbations thermiques, les électroniques sont déportées dans la salle de contrôle où l'utilisateur le commande sans pour autant être lui-même une source de perturbation (thermique et vibratoire) pour l'instrument.

La salle propre est spécifiée pour une régulation en température de 20 °C +/- 0.1 °C et une régulation en hygrométrie relative de 50% +/-5%. Pour vérifier ces conditions, une station météo est intégrée dans la salle et placée à proximité de l'AFM métrologique. Par ailleurs,

quatre sondes de température Pt100 sont disposées dans les cavités des interféromètres différentiels afin de mesurer la température de la couche d'air traversée pour chacun d'entre eux. Les mesures de températures sont exploitées afin d'évaluer l'homogénéité et la stabilité en température au sein de l'instrument – notamment le long de la chaîne métrologique.

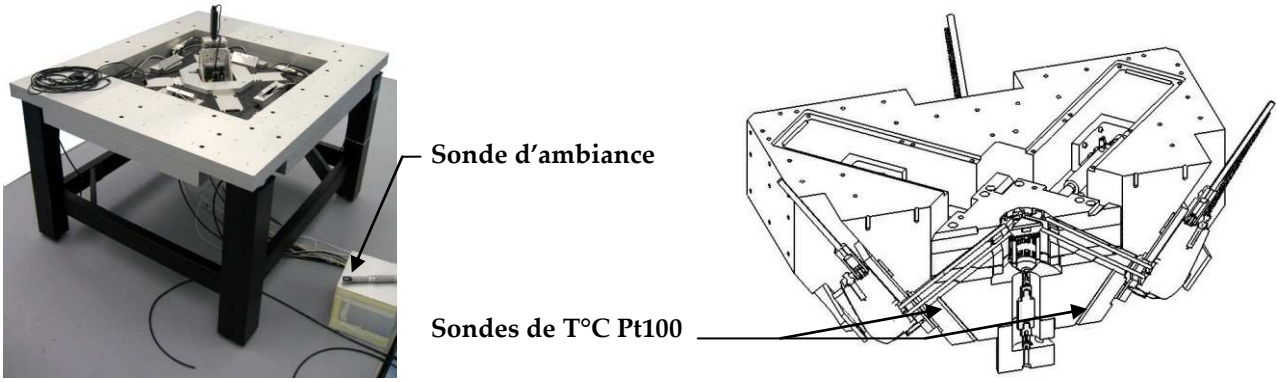


Figure 6-1 : L'AFM métrologique dans la salle propre.

6.1.2. Du contrôle des paramètres climatiques

De la stabilité dans la salle propre

La régulation en température et hygrométrie est excellente dans la salle propre du mAFM comme le montrent la Figure 6-2 et la Figure 6-3.

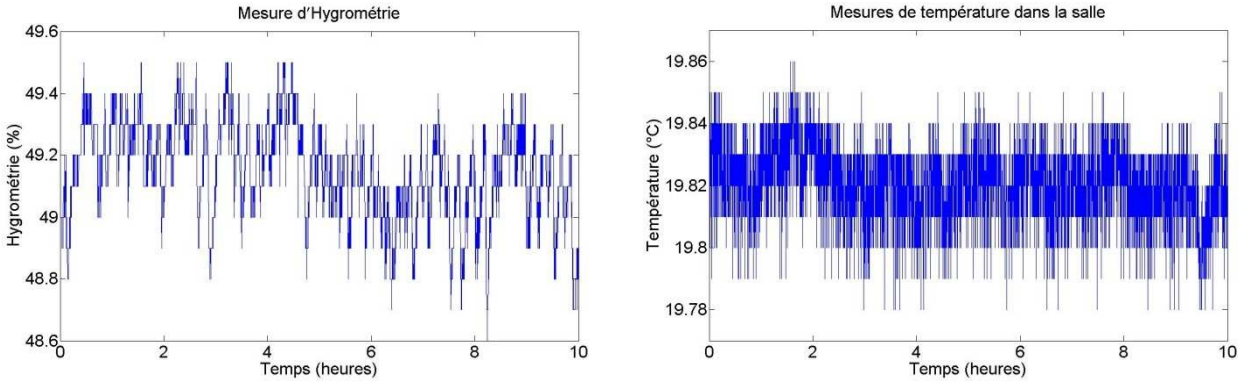


Figure 6-2 : L'hygrométrie relative est stable à 1% sur dix heures (à gauche) et les variations de température sont de l'ordre de quelques centièmes de degrés sur dix heures (à droite).

On constate que l'amplitude des variations d'hygrométrie relative est de quelques pourcents sur plusieurs heures et que l'amplitude des variations de température est de l'ordre de quelques centièmes de degrés pour plusieurs heures d'acquisition.

De la stabilité thermique dans le mAFM

La Figure 6-3 illustre les mesures de température délivrées par la station météo dans la salle propre et les mesures de température délivrées par les sondes Pt100 placées dans les cavités où se propagent les faisceaux des interféromètres.

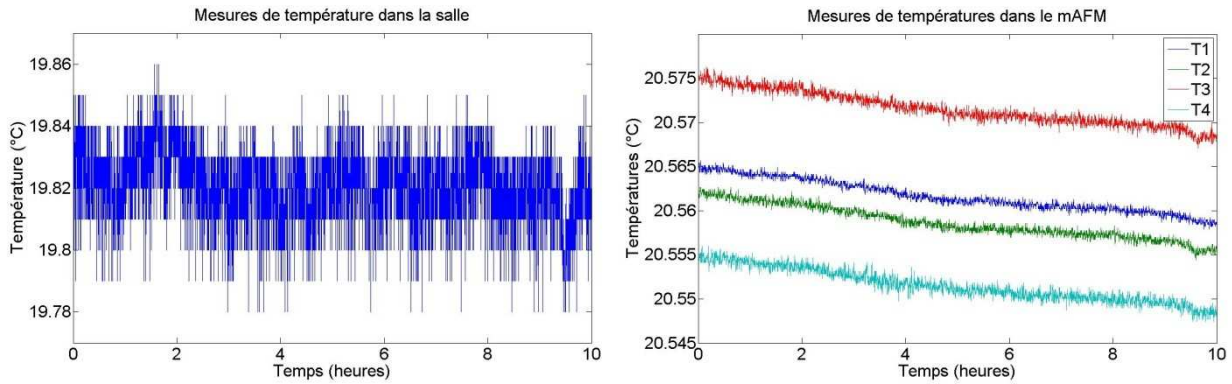


Figure 6-3 : Mesures de température dans la salle propre (à gauche) et dans les cavités des faisceaux des quatre interféromètres différentiels sur l'AFM métrologique (à droite).

On constate ainsi que les systèmes de protections (passifs) mis en œuvre sur l'AFM métrologique ainsi que la géométrie retenue permettent d'atteindre une stabilité en température de l'ordre de quelques millièmes de degrés par heure au niveau de la chaîne métrologique. Ces performances permettent de limiter l'amplitude des dilatations thermiques de la chaîne métrologique à moins de deux picomètres ($5 \cdot 10^{-8}\, m/m/°C \times 3\, cm \times 10^{-3}\, °C = 1.5\, pm$).

De l'homogénéité de la température dans le mAFM

Pour vérifier les conditions d'homogénéité de la température dans le mAFM, l'instrument a été éteint durant plusieurs jours afin qu'il atteigne un état thermique stable et homogène correspondant à la température de la salle propre. Il a ensuite été rallumé (allumage des actionneurs piézoélectriques, des sources laser, des moteurs d'approche…). La Figure 6-4 présente les temps stabilisation du mAFM durant son arrêt complet et son rallumage.

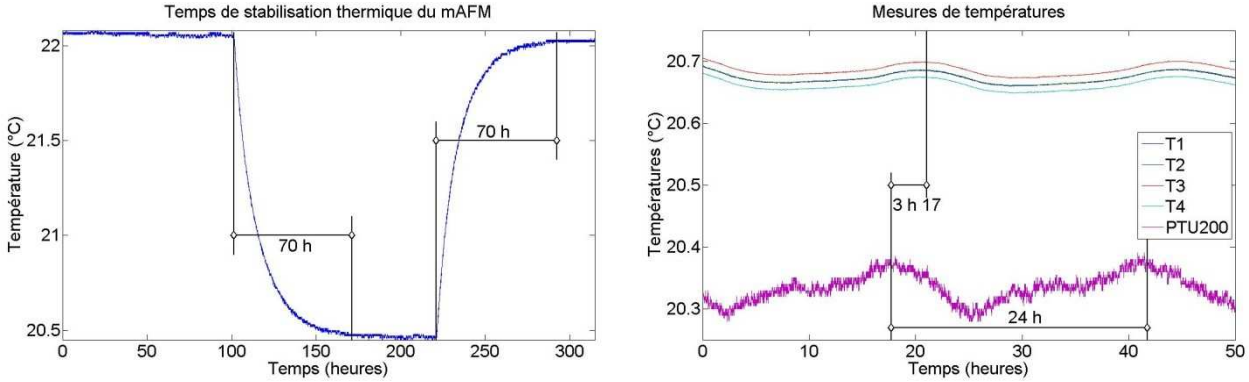


Figure 6-4 : Temps de stabilisation de l'AFM métrologique lors de l'allumage et de l'arrête complet de l'instrument (à gauche) et stabilité thermique atteinte sur le plateau (à droite).

On constate ainsi qu'environ trois jours sont nécessaires avant d'atteindre la stabilité en température de l'instrument. Une fois le plateau atteint, les conditions de stabilité thermiques sont excellentes. Elles coïncident avec celles mesurées précédemment, soit $0.005\, °C$ sur dix heures. L'instrument suit alors les oscillations journalières de température de la salle avec un déphasage de l'ordre de trois heures.

La Figure 6-4 montre que l'AFM métrologique dispose d'une très grande inertie thermique. Par conséquent, et sauf en cas d'interventions majeures, il est préférable de ne jamais éteindre l'instrument afin de toujours conserver cet état thermique. Cette grande inertie est bénéfique durant les phases d'ouverture de l'instrument et de manipulation de l'échantillon. Si cette opération n'est pas trop longue, l'inertie thermique permet de ne pas trop s'éloigner de ce point de fonctionnement. Des mesures ont montré qu'une ouverture de plusieurs minutes nécessite une remise en température de l'instrument de seulement un quart d'heure.

Les stabilités mesurées par les sondes de température dans les cavités des interféromètres sont environ quarante fois meilleures que celles mesurées par la sonde d'ambiance. La raison d'une telle amélioration est principalement liée au filtrage par l'instrument des variations rapides de la température de la salle : le berceau de l'AFM métrologique ainsi que tous les capots de protection en aluminium se comportent comme un filtre passe bas qui atténue les variations rapides de température. Cependant, ce filtre n'est pas efficace sur les fluctuations très lentes (supérieures à quelques heures), ce qui est parfaitement observable sur la Figure 6-4 : l'AFM métrologique suit les fluctuations journalières en température de la salle (que le système de régulation de la salle ne parvient pas lui-même à réguler).

La Figure 6-5 illustre l'évolution des écarts de température des sondes placées dans les cavités durant la phase d'allumage. Pour des raisons de lisibilité, les courbes en température ont été redistribuées autour de zéro.

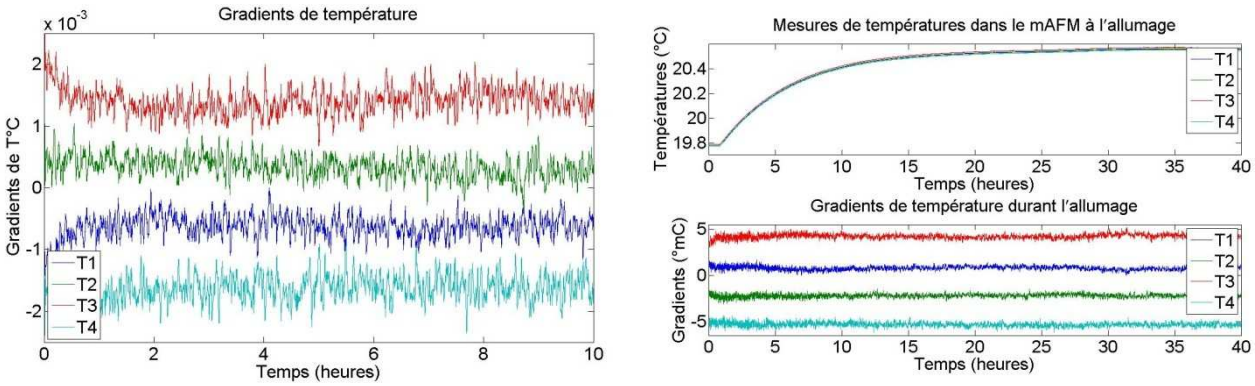


Figure 6-5 : Ecarts de température entre les différentes sondes dans l'AFM métrologique : les gradients de températures sont de l'ordre de $5 \cdot 10^{-4}\ °C$ sur plusieurs heures d'acquisition.

On constate ainsi que les gradients de température sont très stables, même pendant la phase d'allumage. Même si des écarts résiduels de températures existent entre les quatre cavités – de l'ordre de 0.02 °C (voir la Figure 6-4) – ces gradients de température sont très stables (de l'ordre de $5 \cdot 10^{-4}\ °C$ sur plusieurs heures) et n'évoluent pas dans le temps.

Ces résultats tendent à montrer que la température de l'AFM métrologique évolue de façon très homogène, ce qui favorise les dilatations thermiques homothétiques. Comme nous l'avons vu, ces dilatations ne perturbent pas la mesure interférométrique (seule une rotation de l'interféromètre autour de l'axe perpendiculaire au plan de la Figure 6-12 entraîne une erreur de mesure). Ce résultat confirme les hypothèses faites lors de la

conception de la chaîne métrologique sur les effets bénéfiques de la distribution symétrique des sources de chaleurs autour de la pointe d'une part, de la symétrie de l'instrument et des protections thermiques mises en œuvre d'autre part.

6.1.3. De la stabilité des mesures interférométriques

Le niveau de bruit et la dérive propre aux interféromètres ont été évalués avant d'intégrer l'étage de translation au cœur de l'instrument. Un support en aluminium remplace les platines de guidage pour disposer en face de chaque interféromètre un miroir plan commun au bras mesurant et au bras de référence et fixe (voir la Figure 6-6). Ces miroirs sont complètement immobiles.

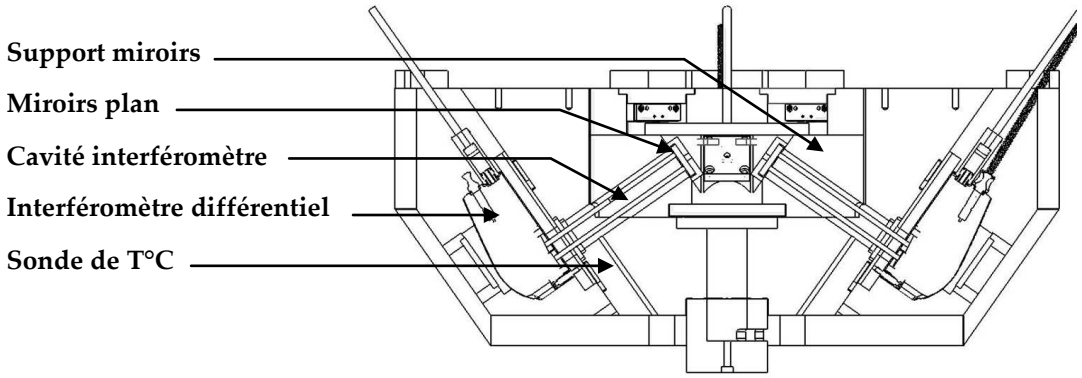


Figure 6-6 : Montage d'évaluation de la dérive des interféromètres différentiels *in situ*.

Le comptage des franges par le système interférométrique est donné dans le chapitre 3 par l'équation :

Équation 6-1
$$\Delta k(t) = \frac{4}{\lambda_0} \times \begin{bmatrix} n_{BR}(t_0) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) & (1) \\ +\Delta n(t) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) & (2) \\ +\Delta n(t) \times \left(L_{BM}(t_0) - L_{BR}(t_0)\right) & (3) \\ -\delta n(t) \times \left(L_{BM}(t_0) + \Delta L_{BM}(t)\right) & (4) \end{bmatrix} - \Delta k_{tête}(t)$$

Dans le cas particulier où un seul miroir est utilisé pour les deux bras de l'interféromètre, la longueur du bras mort L_{DP} et le déplacement ΔL sont nuls. Le déplacement perçu par chaque interféromètre peut alors s'écrire :

Équation 6-2
$$\frac{\lambda_0 \times \Delta k(t)}{4} = -\delta n(t) \times \left(L_{BM}(t_0) + \Delta L_{BM}(t)\right) - \frac{\lambda_0 \times \Delta k_{tête}(t)}{4} \ (nm)$$

Le terme $\delta n(t) \times \Delta L_{BM}(t)$ correspond au produit de l'écart d'indice entre les bras par la variation de longueur du bas mesurant. Les dilatations de l'aluminium sur un bras de 15 cm et pour des variations de température de l'ordre du dixième de degré sont de 360 nm ; l'erreur de comptage correspondante ne vaut alors que $3.6 \cdot 10^{-5}\ nm$. L'interféromètre n'est donc sensible qu'aux écarts d'indice entre le bras mesurant et le bras de référence ainsi qu'aux termes correspondants aux dérives liées à la tête interférométrique :

Équation 6-3 $$\frac{\lambda_0 \times \Delta k(t)}{4} = -\delta n(t) \times L_{BM}(t_0) - \frac{\lambda_0 \times \Delta k_{tête}(t)}{4} \ (nm)$$

Nous avons vérifié que l'écart d'indice entre les faisceaux devait être faible sur l'AFM métrologique compte tenu des stratégies mises en œuvre et de la stabilité thermique obtenue dans la cavité (inférieure à 0.001 °C par heure – voir la Figure 6-3). L'erreur correspondante n'est donc que de 0.15 nm : elle est donc négligeable. Par conséquent, dans cette configuration particulière, il devrait être possible dans le meilleur des cas d'évaluer la dérive de la tête interférométrique, et dans le pire des cas (si la stabilité thermique dans la cavité a été sur évaluée), sa dérive combinée aux effets d'indice.

De la dérive de la tête interférométrique

L'expérience illustrée sur la Figure 6-7 a permis de caractériser les effets de dérives liés à la tête interférométrique. Un interféromètre différentiel est placé au centre de deux caissons en aluminium afin de filtrer le plus possible les variations de températures de la salle propre dans laquelle l'expérience est menée. Aucune source de chaleur – à l'exception de la tête interférométrique elle même – n'est présente dans le caisson. Enfin, un miroir plan est placé juste devant la fenêtre optique : les longueurs des bras de référence et mesurant sont de l'ordre du millimètre. De cette façon, $\delta n(t) \times L_{BM}(t_0) \approx 0.1\ nm$ et l'Équation 6-3 devient :

Équation 6-4 $$\frac{\lambda_0 \times \Delta k(t)}{4} = -\frac{\lambda_0 \times \Delta k_{tête}(t)}{4} \ (nm)$$

Dans cette configuration particulière, l'interféromètre différentiel mesure uniquement le terme de dérive de la tête interférométrique.

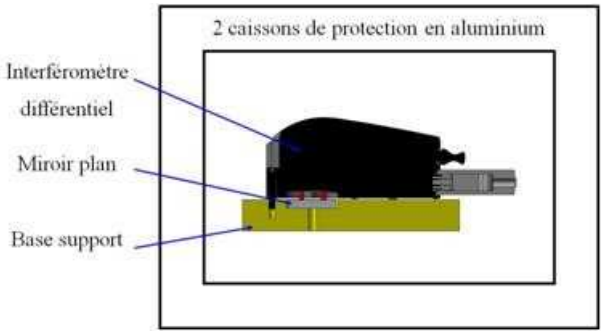


Figure 6-7 : Caractérisation du bras mort sur la tête interférométrique Renishaw

Les mesures (voir la Figure 6-8) ont été réalisées durant plusieurs jours et mettent en avant une forte dépendance entre le signal de mesure et les variations de pression durant l'acquisition.

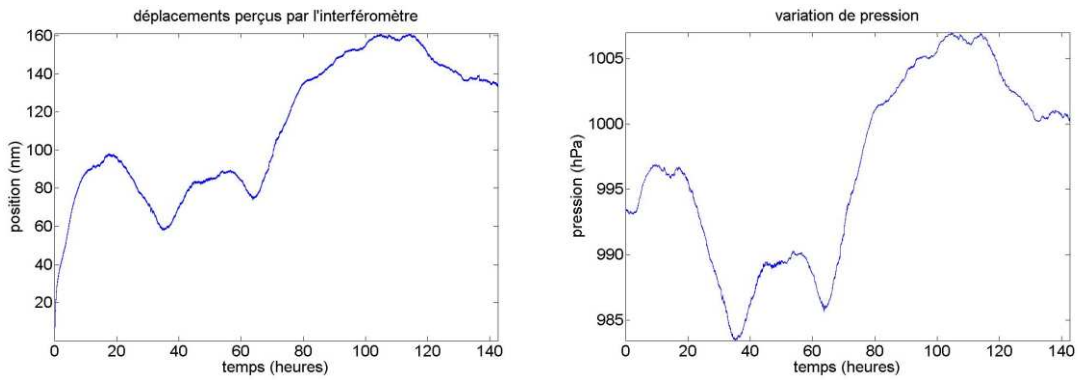


Figure 6-8 : Dépendance de la dérive interférométrique avec les variations de pression de la salle propre dans laquelle les mesures sont réalisées.

On constate ainsi que des variations de l'ordre de plusieurs dizaines de nanomètres se superposent à une dérive plus lente de l'interféromètre. Cette dérive correspond à une mise en température classique de la tête interférométrique durant les premières heures d'utilisation. Dans ce cas, elle atteint tout juste son point de fonctionnement vers la fin de l'acquisition (voir notamment la Figure 6-9). En revanche, les écarts de mesure dont il est ici question coïncident parfaitement avec les variations de pression du milieu.

Pour corriger ce défaut, l'arrangement optique de la tête interférométrique a été modélisé afin de déterminer les termes d'erreurs et de calculer le bras mort correspondant. De nombreuses solutions d'améliorations sont envisagées. La Figure 6-9 représente la même mesure que la précédente une fois que la correction des variations de pression ait été appliquée. On parvient ainsi à éliminer les dépendances en pression et la mesure représente bien la mise en température de l'interféromètre. La constante de temps est ici de plusieurs jours car les échanges thermiques entre la tête interférométrique – qui ne dégage pas beaucoup de chaleur – sont très faibles avec le milieu extérieur (deux caissons de protection).

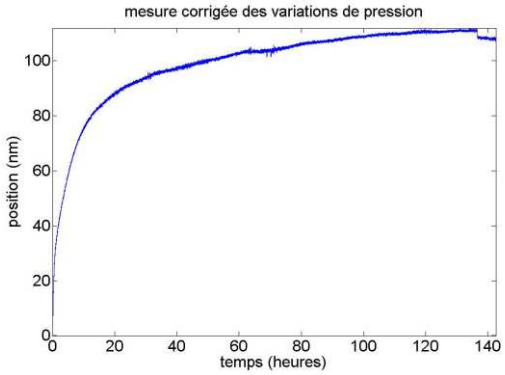


Figure 6-9 : Compensation des variations de pression sur la mesure interférométrique

Chaque tête interférométrique a été modélisée de façon indépendante afin d'ajuster précisément la valeur du terme correctif. Par la suite, cette correction est appliquée systématiquement aux mesures délivrées par les interféromètres différentiels.

Application sur l'AFM métrologique

Plusieurs configurations de protection et de confinement des interféromètres ont été testées. On a pu démontrer aussi que l'influence de la qualité de la régulation de la climatisation de la salle propre est forte sur la dérive des interféromètres car les systèmes de protections mis en œuvre sont passifs. Si les premières mesures de stabilité affichaient des dérives de l'ordre de la centaine de nanomètre par heure (voir la Figure 6-10 à gauche) la solution retenue pour la protection des interféromètres affiche une dérive record inférieure au nanomètre par heure. La figure suivante présente ces résultats :

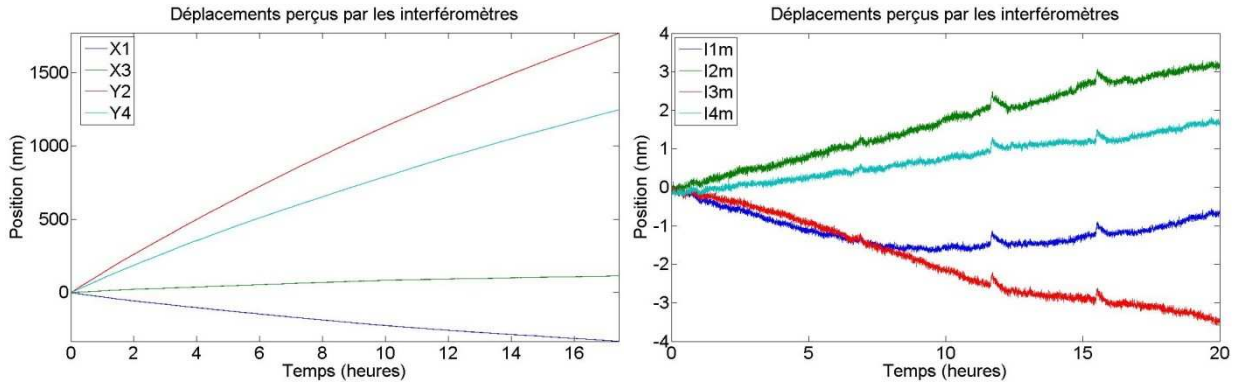


Figure 6-10 : Dérive des interféromètres mesurée dans la salle de contrôle et sans protections particulières (à gauche) et dans la salle propre avec toutes les protections décrites précédemment (à droite).

Ces mesures caractérisent les performances ultimes atteignables avec les interféromètres différentiels Renishaw sur l'AFM métrologique. Elles permettent de valider les hypothèses de conception qui ont été posées dans les chapitres précédents. Dans ces conditions, lorsque la platine de translation sera asservie en position, elle acquerra la stabilité des mesures interférométriques[12]. Pour cet excellent niveau de stabilité obtenu, les mesures interférométriques deviennent « enfin » dépendantes des variations d'hygrométrie, dont la sensibilité est près de cent fois inférieure à celle des variations de température !

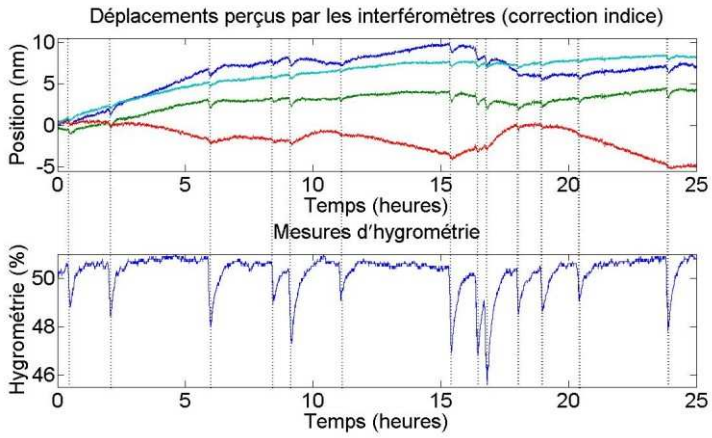


Figure 6-11 : Sensibilité des mesures interférométriques aux variations d'hygrométrie relative

[12] Il y a là une similarité avec la stabilité qu'acquiert la longueur d'onde d'un laser lorsqu'il est asservi sur une raie d'absorption.

Les oscillations d'hygrométrie relative mesurées sont dues à un dysfonctionnement de l'asservissement de la salle propre de l'AFM métrologique. Pour un fonctionnement normal, les effets des variations résiduelles de l'hygrométrie relative ne sont pas visibles. Seules d'excellentes maîtrises de l'environnement climatique dans lequel sont réalisées les mesures interférométriques permettent d'atteindre ces niveaux de sensibilité et de voir les effets des variations d'hygrométrie relative.

6.1.4. Conclusions sur la chaîne métrologique du mAFM

Compte tenu des résultats expérimentaux illustrés dans les paragraphes précédents, les hypothèses d'homogénéité et de stabilité de la température de l'AFM métrologique sont vérifiées. La chaîne métrologique est donc quasiment décorrélée de la tête interférométrique et peut être réduite à la distance entre la pointe et les miroirs de référence associés à la tête AFM et à l'échantillon.

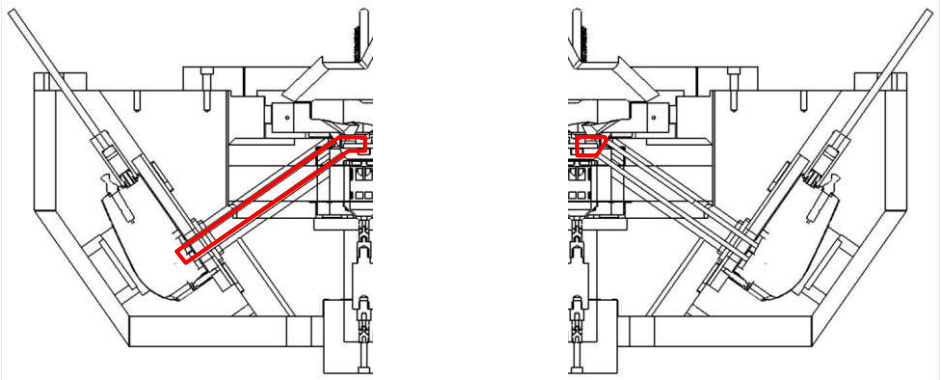


Figure 6-12 : Vérification de l'hypothèse de réduction de la chaîne métrologique du mAFM : compte tenu des conditions environnementales obtenues sur l'instrument, la chaîne métrologique théorique (à gauche) peut être réduite à la portion représentée à droite.

Dans ce cas, la chaîne métrologique théorique – qui mesure plus de 15 cm – peut être réduite à un chemin composé principalement de Zérodur et dont la longueur ne fait plus que quelques centimètres. Dans les conditions expérimentales de fonctionnement, la dilatation thermique correspondante n'est alors plus que de quelques picomètres !

Dérives et niveaux de bruit sur la position XYZ

A partir des quatre mesures interférométriques recueillies dans l'expérience précédente illustrée par la Figure 6-6, les positions X, Y et Z ont été calculées.

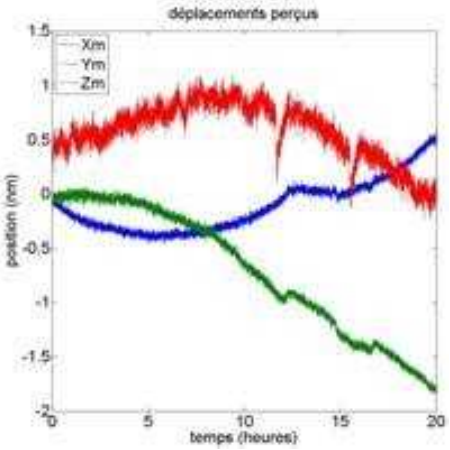


Figure 6-13 : Dérive et niveau de bruit calculés dans les directions X, Y et Z à partir des dérives illustrées sur la Figure 6-10.

De ce calcul, les dérives suivant chaque axe ont été évaluées : elles sont inférieures à 0.1 nm/h.

6.2. Premiers résultats liés à l'utilisation de l'AFM

6.2.1. Des performances de la commande de l'AFM

Optimisations du FPGA et niveaux de bruit

De nombreux essais ont été réalisés sur la chaîne d'acquisition des signaux en quadrature renvoyés par les interféromètres. L'interfaçage des cartes d'interpolation RPI20 a nécessité l'ajustement de constantes de temps dans la chaîne d'interrogation afin de minimiser les temps de boucles et de maximiser la fréquence d'acquisition.

L'ajustement des différents délais a permis de lire les quatre voies à près d'un mégahertz. Cette fréquence d'acquisition élevée par rapport à la fréquence d'acquisition du PID offre la possibilité de réaliser un moyennage de 128 points sur le FPGA pour alimenter la boucle d'asservissement sur le PC-RT. La Figure 6-14 illustre les niveaux de bruits mesurés suivant les trois axes en fonction de la fréquence de la boucle d'asservissement.

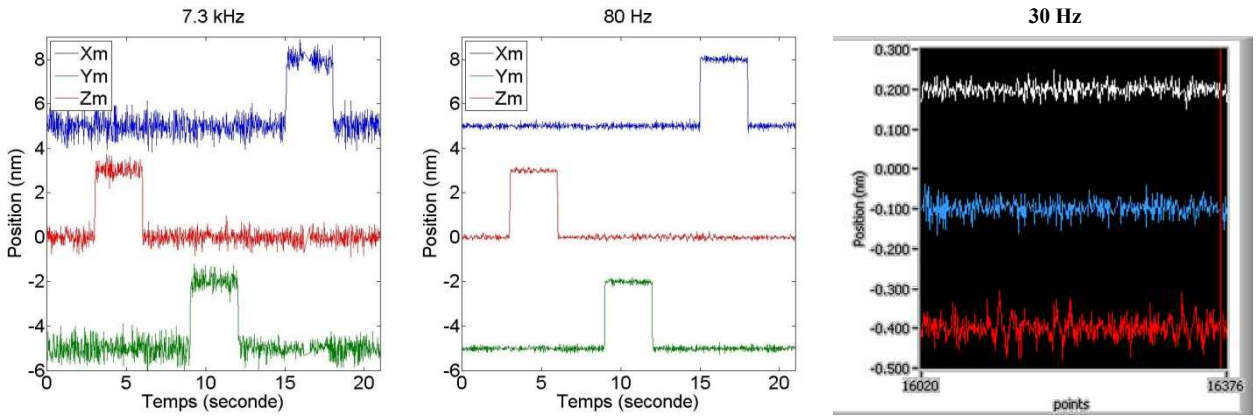


Figure 6-14 : Niveaux de bruit suivant les axes X, Y et Z en fonction de la fréquence de la boucle d'asservissement (7.3 kHz à gauche, 80 Hz au centre et 30 Hz à droite).

Les pas de 3 nm imposés sur chacun des axes permettent de constater qu'un déplacement sur un des axes ne perturbe pas les autres axes pour des pas de faible amplitude. Le tableau ci-dessous regroupe les niveaux de bruit mesurés.

Axes	**Fréquences de la boucle PID**		
	@ 7.3 kHz	**@ 80 Hz**	**@ 30 Hz**
X, Y	1.5 nm	0.3 nm	0.1 nm
Z	0.8 nm	0.2 nm	0.1 nm

Tableau 6-1 : Niveaux de bruit mesurés en fonction de la fréquence de la boucle PID.

On constate ainsi que le plus faible niveau de bruit qui ait été atteint aujourd'hui est de l'ordre de l'Angström. Il est obtenu pour des fréquences d'asservissement très faibles (30 Hz) qui rallongent les temps de balayage et qui ne permettent pas de réaliser des images avec de nombreux pixels. La figure ci-dessous illustre la variance d'Allan sur les mesures de position X, Y et Z calculées.

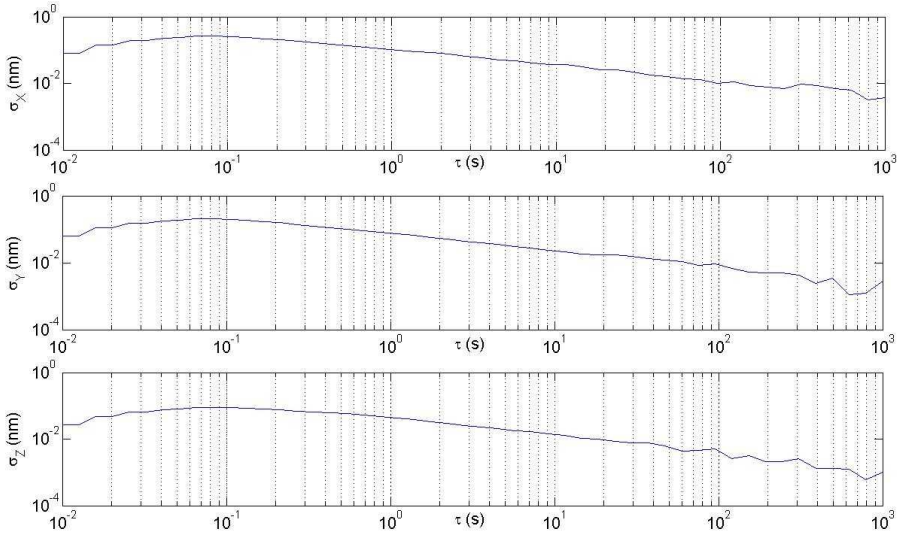


Figure 6-15 : Variance d'Allan sur les positions X (en haut), Y (au milieu) et Z (en bas) mesurées.

On constate qu'il est possible d'augmenter la profondeur de moyennage pour diminuer le niveau de bruit bien en dessous de l'Angström. La seule limite sera donc finalement liée à la dérive interne de la tête interférométrique qui a été caractérisées à 0.1 nm/h. Une optimisation du moyennage sur le FPGA est nécessaire afin d'atteindre des niveaux de bruit de quelques Angströms pour des fréquences supérieures à celles obtenues actuellement (0.1 nm à 1 kHz).

De la commande de l'étage de translation

Les couplages entre les différents axes ont été mesurés en boucle ouverte. La Figure 6-16 illustre les résultats obtenus : le couplage est inférieur à 1% de la course disponible.

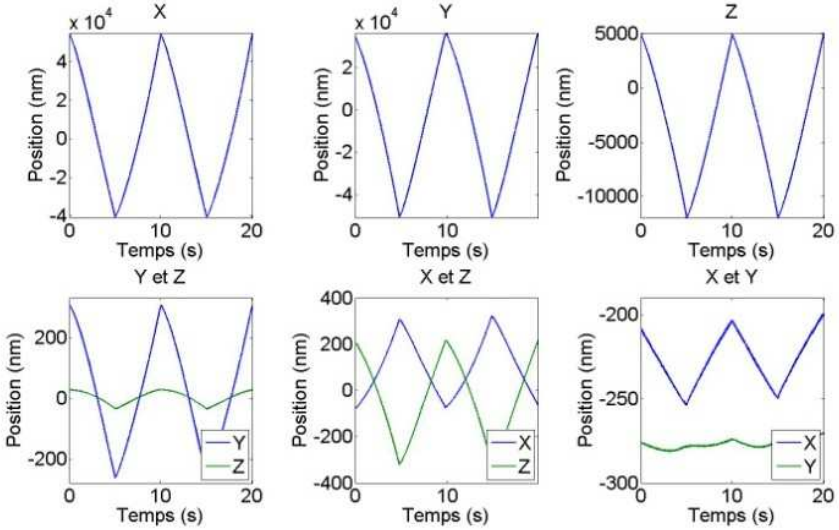


Figure 6-16 : Caractérisation du couplage entre les axes.

Les résultats sont regroupés dans le tableau suivant :

	Couplages (nm)	Degré de couplage
Déplacement maximum suivant l'axe X : 90.93 µm	Axe Y : 550	0.60%
	Axe Z : 56	0.06%
Déplacement maximum suivant l'axe Y : 83.5 µm	Axe X : 380	0.45%
	Axe Z : 518	0.62%
Déplacement maximum suivant l'axe Z : 15.92 µm	Axe X : 60	0.37%
	Axe Y : 10	0.06%

Tableau 6-2 : Couplage entre les axes

Enfin, les paramètres d'asservissement ont été ajustés afin de réaliser les premiers pas asservis de l'AFM métrologique. La Figure 6-17 illustre une série de commande triangulaire successivement sur les trois axes. L'amplitude des paliers est de 0.5 nm.

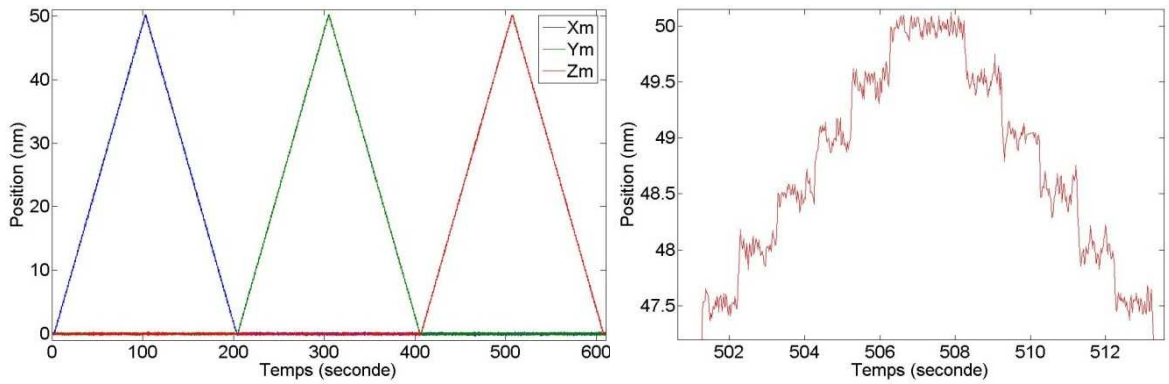


Figure 6-17 : Les premiers pas asservis de l'AFM métrologique.

Les performances obtenues en termes de niveaux de bruit sont regroupées dans le tableau suivant :

Voie	Résolution (nm)	Niveaux de bruit (nm pp) Signal brut (@ 1 MHz)	Boucle ouverte (@ 7.3 kHz)	Boucle fermée (@ 7.3 kHz)	Dérive (nm/h)
Interféromètres	0.0386	0.4	0.15	-	< 1
Axe X	0.017	1	0.3	1.5	< 0.1
Axe Y	0.017	1	0.3	1.5	< 0.1
Axe Z	0.017	0.6	0.2	1	< 0.1

Tableau 6-3 : Niveaux de bruit expérimentaux.

CHAPITRE 7

BILAN D'INCERTITUDE PROVISOIRE

Ce chapitre dresse le bilan d'incertitude provisoire de l'AFM métrologique en fonction des principales composantes et des résultats expérimentaux précédents.

7.1. Introduction

Le bilan d'incertitude final de l'AFM métrologique dressera une liste la plus exhaustive possible des paramètres qui dégradent le résultat de mesurage de la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon. Nous présentons ici un bilan d'incertitude provisoire pour la mesure de la position de la pointe AFM par rapport à l'échantillon. Il est établi en fonction des premiers résultats obtenus et met en avant les principales composantes. Il permettra de définir par la suite les axes d'amélioration et d'évolution de l'AFM métrologique.

On peut décomposer ce bilan d'incertitude provisoire suivant trois sous ensembles :

(i) Les composantes liées aux mesures optiques,

(ii) Les composantes associées à la chaîne métrologique,

(iii) Les erreurs géométriques.

7.1.1. Expression de la distance mesurée

Le modèle complet de l'interféromètre différentiel établi dans le chapitre 3 est rappelé :

Équation 7-1

$$\Delta k(t) = \frac{4}{\lambda_0} \times \begin{bmatrix} n_{BR}(t_0) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) \\ +\Delta n(t) \times \left(\Delta L_{BM}(t) - \Delta L_{BR}(t)\right) \\ +\Delta n(t) \times \left(L_{BM}(t) - L_{BR}(t)\right) \\ -\delta n(t) \times \left(L_{BM}(t) + \Delta L_{BM}(t)\right) \end{bmatrix} - \Delta k_{tête}(t)$$

On en déduit l'expression du déplacement relatif de la pointe par rapport à l'échantillon mesuré par les interféromètres différentiels :

Équation 7-2

$$\Delta L = \underset{(1)}{\frac{\lambda_0 \times \Delta k(t)}{4 \times n(t)}} - \underset{(2)}{\frac{\Delta n(t) \times L_{DP}}{n(t)}} - \underset{(3)}{\frac{\delta n(t) \times L_{int}}{n(t)}} - \underset{(4)}{\delta_{tête}} - \underset{(5)}{\delta_{Th}} - \underset{(6)}{\delta_{Géom}}$$

(2), (3), (4) ↓ Composantes optiques

(5) ↓ Composante de la chaîne métrologique

(6) ↓ Composante géométrique

Où ΔL est le déplacement relatif de la pointe par rapport à l'échantillon ; Δk représente le comptage de franges ; n est la valeur de l'indice de réfraction sur le bras de référence ; Δn est la variation de l'indice de réfraction sur le bras de référence ; δn représente le gradient d'indice entre le bras de référence et le bras mesurant ; L_{int} est la distance qui sépare l'interféromètre du miroir mobile et L_{DP} correspond au bras mort sur le montage.

Le premier terme de l'Équation 7-2 correspond au comptage de franges, le second et le troisième terme correspondent à des termes optiques (erreur de bras mort et erreur liée à la variation de l'écart d'indice de réfraction entre les deux bras de l'interféromètre), le quatrième est un terme de dérive interne de la tête interférométrique ; les deux derniers termes correspondent aux erreurs associées à la chaîne métrologique et aux erreurs géométriques.

7.1.2. Incertitudes de mesure dans les directions X, Y et Z

Compte tenu de la configuration choisie pour les interféromètres différentiels, la sensibilité de la mesure est identique sur chacun des axes et l'incertitude de mesure associée est équitablement répartie sur les trois axes. Chaque interféromètre différentiel mesure un déplacement à partir la relation décrite dans l'Équation 7-2. Dans le Tableau 7-1 présenté sur la page suivante, les grandeurs I_i $i \in [\![1;4]\!]$ représentent les déplacements mesurés (ΔL) par chaque interféromètre. Le changement le base et la propagation des incertitudes de mesures associées au référentiel des interféromètres différentiels ($u(I)$) vers la base cartésienne (respectivement $u(X), u(Y), u(Z)$ pour les axes X, Y et Z) y sont rappelés :

Positions mesurées	Incertitudes de mesure associées
$X = \frac{(I_1 - I_2 - I_3 + I_4)}{4 \times \cos 45 \times \cos 35}$	$u(X) = \frac{u(I)}{2 \times \cos 45 \times \cos 35} = 0.86 \times u(I)$
$Y = \frac{(-I_1 - I_2 + I_3 + I_4)}{4 \times \sin 45 \times \cos 35}$	$u(Y) = \frac{u(I)}{2 \times \sin 45 \times \cos 35} = 0.86 \times u(I)$
$Z = \frac{-(I_1 + I_2 + I_3 + I_4)}{4 \times \sin 35}$	$u(Z) = \frac{u(I)}{2 \times \sin 35} = 0.87 \times u(I)$

Tableau 7-1 : Propagation des incertitudes de mesure associées au repère mesurant des interféromètres différentiels vers la base Cartésienne dans laquelle sont exprimées les caractéristiques dimensionnelles mesurées.

7.2. Composantes liées aux mesures interférométriques

Toutes les composantes d'incertitude liées aux mesures optiques qui sont présentées dans les paragraphes suivants sont exprimées dans le référentiel associé aux interféromètres différentiels.

7.2.1. Longueur d'onde dans le vide

Les longueurs d'ondes des deux sources laser utilisées par les interféromètres différentiels Renishaw ont été étalonnées à $\lambda_0 = 632.991454\ nm$ et $\lambda_0 = 632.990003\ nm$. L'incertitude élargie associée a été évaluée au LNE par mesure du battement de fréquence entre les sources laser utilisées et une source de référence. Dans le cas le moins favorable, elle vaut $u(\lambda_0) = 12\ fm\ (k = 2)$. D'après l'Équation 7-2, le coefficient de sensibilité correspondant est :

Équation 7-3
$$\frac{\partial \Delta L}{\partial \lambda_0} = \frac{\Delta k(t)}{4 \times n(t)}$$

Et comme les termes d'erreurs sont *a priori* faibles devant le comptage de franges, on a :

Équation 7-4
$$\Delta L \approx \frac{\lambda_0 \times \Delta k(t)}{4 \times n(t)} \Rightarrow \frac{\partial \Delta L}{\partial \lambda_0} = \frac{\Delta L}{\lambda_0} = 1.58 \cdot 10^6 \times \Delta L$$

Finalement, l'incertitude associée à la stabilité de la longueur d'onde du laser est donnée par :

Équation 7-5
$$u_{\lambda_0}(\Delta L) = \frac{\partial \Delta L}{\partial \lambda_0} \times u(\lambda_0) = 9.48 \times \Delta L\ (nm)$$

Où ΔL est le déplacement mesuré en mètres et u_{λ_0} l'incertitude associée en nanomètres.

7.2.2. Non-linéarité

D'après les caractéristiques techniques fournies par Renishaw, la non-linéarité des interféromètres différentiels utilisés est de l'ordre de 1.6 nm. Elle pourra être caractérisée par la suite à l'aide de capteurs capacitifs, pour lesquels l'erreur de non-linéarité est très faible sur quelques micromètres. Elle intervient dans le bilan d'incertitude sous la forme d'une contribution de type arcsinus. L'incertitude type correspondante est $u_{NL} = \frac{1.6}{\sqrt{2}}\ nm$ et ne dépend pas du déplacement mesuré. Son coefficient de sensibilité est égal à 1 dans l'équation fonctionnelle 7.2. Par conséquent, l'incertitude associée u_{NL} sur la mesure interférométrique est :

Équation 7-6
$$u_{NL} = 1.13\ nm$$

7.2.3. Stabilité de l'indice de réfraction de l'air

La mesure de déplacement relatif entre les deux miroirs de l'interféromètre différentiel ΔL est réalisée dans l'air ambiant. En fonction de la valeur de l'indice de réfraction de l'air ambiant, une correction est appliquée sur la longueur d'onde du laser dans le vide λ_0 afin de déterminer sa longueur d'onde dans l'air. L'indice de réfraction de l'air est calculé par la formule d'Edlén et dépend de la température, de la pression et de l'hygrométrie relative du milieu de propagation[13]. Comme nous l'avons démontré dans les chapitres précédents, il est nécessaire de mettre à jour de façon continue cette mesure afin de suivre les variations de la valeur de l'indice de réfraction et de convertir de façon exacte le comptage de franges en unités de longueur.

La sensibilité de la relation fonctionnelle (voir l'Équation 7-2) par rapport à l'indice de réfraction est :

Équation 7-7
$$\frac{\partial \Delta L}{\partial n(t)} = -\frac{\lambda_0 \times \Delta k(t)}{4 \times n^2} + \frac{\Delta n(t) \times L_{DP}}{n^2} + \frac{\delta n(t) \times L_{int}}{n^2} = -\frac{\Delta L}{n} + \frac{\Delta n(t) \times L_{DP}}{n^2} + \frac{\delta n(t) \times L_{int}}{n^2}$$

En fonction des conditions expérimentales caractérisée dans le chapitre précédent, $\Delta n \approx 10^{-8}$, $\delta n \approx 10^{-9}$, $L_{DP} \approx 1\ mm$ et $L_{int} = 15\ cm$ et les deux derniers termes sont donc négligeables. La dérivée partielle du déplacement relatif par rapport à l'indice de réfraction du milieu traversé est donc :

Équation 7-8
$$\frac{\partial \Delta L}{\partial n(t)} = -0.997 \times 1 \cdot 10^9 \times \Delta L\ (nm)$$

Où ΔL est le déplacement mesuré en mètres.

Formule d'Edlén

La longueur d'onde du laser sous vide est corrigée grâce aux formules d'Edlén dont l'incertitude élargie (k=2) est $U_{Edlén} = 3 \cdot 10^{-8}\ m$ et elle dépend de la longueur du déplacement ΔL mesuré. L'incertitude associée est donc :

[13] L'indice de réfraction est aussi dépendant de la concentration de CO_2

Équation 7-9 $$u_{Edlén} = 15 \times \Delta L\ (nm)$$

Où L est le déplacement mesuré en mètres et $u_{Edlén}$ l'incertitude associée en nanomètres.

Stabilité en température

A l'intérieur des cavités dans lesquelles se propagent les faisceaux des interféromètres différentiels, la stabilité en température est de l'ordre de $1.0 \cdot 10^{-3}\ °C$ par heure. On considère que l'incertitude associée suit une loi uniforme : $u_{T_{\Delta T}} = \frac{\Delta T}{2\sqrt{3}} = 2.887 \cdot 10^{-4}\ °C$. Par ailleurs, l'incertitude type associée à l'étalonnage des sondes de température est de l'ordre de $1 \cdot 10^{-3} °C$. Enfin, le coefficient de sensibilité du déplacement relatif des deux miroirs par rapport à la température est :

Équation 7-10 $$\frac{\partial \Delta L}{\partial T} = \frac{\partial \Delta L}{\partial n} \times \frac{\partial n}{\partial T} = 0.997 \times 1 \cdot 10^{9} \times \Delta L \times 9.56 \cdot 10^{-7} = 9.531 \cdot 10^{2} \times \Delta L$$

On en déduit les incertitudes sur la détermination de la valeur de l'indice de réfraction de la couche d'air traversée par les interféromètres différentiels associée aux mesures de température :

Équation 7-11 $$\begin{cases} u_{T_{\Delta T}} = 2.751 \cdot 10^{-1} \times \Delta L & nm \\ u_{T_{étal}} = 9.531 \cdot 10^{-1} \times \Delta L & nm \end{cases}$$

Où ΔL est le déplacement mesuré en mètres et $u_{T_{\Delta T}}$ et $u_{T_{étal}}$ sont respectivement les incertitudes en nanomètres associées aux variations de température sur les bras des interféromètres durant la mesure d'une part et à l'étalonnage des sondes de température d'autre part. On en déduit finalement la valeur de l'incertitude de mesure de la température au travers de la correction d'indice par la formule d'Edlén :

Équation 7-12 $$u_{\Delta T} = \sqrt{{u_{T_{\Delta T}}}^2 + {u_{T_{étal}}}^2} = 1.674 \times \Delta L\ nm$$

Stabilité en pression

Le long du chemin optique emprunté par les bras des interféromètres différentiels, on estime que la pression est stable à quelques 10 Pa sur la durée d'une mesure. On considère que l'incertitude associée suit une loi uniforme : $u_{P_{\Delta P}} = \frac{\Delta P}{2\sqrt{3}} = 2.89\ Pa$. Par ailleurs, l'incertitude type associée à l'étalonnage des sondes de pression est de l'ordre de 1.5 Pa. Enfin, la sensibilité du déplacement relatif des deux miroirs par rapport à la pression est :

Équation 7-13 $$\frac{\partial \Delta L}{\partial P} = \frac{\partial \Delta L}{\partial n} \times \frac{\partial n}{\partial P} = 0.997 \times 1 \cdot 10^{9} \times \Delta L \times 2.7 \cdot 10^{-9} = 2.692 \times \Delta L$$

On en déduit l'incertitude sur la détermination de la valeur de l'indice de réfraction de la couche d'air traversée par les interféromètres différentiels associée aux mesures de pression :

Équation 7-14
$$\begin{cases} u_{P_{\Delta P}} = 7.780 \times \Delta L \ \ nm \\ u_{P_{étal}} = 4.038 \times \Delta L \ \ nm \end{cases}$$

Où ΔL est le déplacement mesuré en mètres et $u_{P_{\Delta P}}$ et $u_{P_{étal}}$ sont respectivement les incertitudes en nanomètres associées aux variations de pression sur les bras des interféromètres durant la mesure d'une part et à l'étalonnage de la sonde de pression d'autre part. On en déduit finalement la valeur de l'incertitude de mesure de la pression au travers de la correction d'indice par la formule d'Edlén :

Équation 7-15
$$u_{\Delta P} = \sqrt{{u_{P_{\Delta P}}}^2 + {u_{P_{étal}}}^2} = 8.757 \times \Delta L \, nm$$

Stabilité en humidité relative

Le long du chemin optique emprunté par les bras des interféromètres différentiels, l'hygrométrie relative est stable à environ 2 % durant une mesure. On considère que l'incertitude associée suit une loi uniforme : $u_{HR_{\Delta HR}} = \frac{\Delta HR}{2\sqrt{3}} = 5.77 \cdot 10^{-1}$ %. Par ailleurs, l'incertitude type associée à l'étalonnage de la sonde d'humidité relative est de l'ordre de 0.5 %. Enfin, la sensibilité du déplacement relatif des deux miroirs par rapport à l'hygrométrie relative est :

Équation 7-16
$$\frac{\partial \Delta L}{\partial HR} = \frac{\partial \Delta L}{\partial n} \times \frac{\partial n}{\partial HR} = 0.997 \times 1 \cdot 10^9 \times L \times 8.5 \cdot 10^{-9} = 8.475 \times \Delta L$$

On en déduit l'incertitude sur la détermination de la valeur de l'indice de réfraction de la couche d'air traversée par les interféromètres différentiels associée à la stabilité en hygrométrie relative :

Équation 7-17
$$\begin{cases} u_{HR_{\Delta HR}} = 4.890 \times \Delta L \ \ nm \\ u_{HR_{étal}} = 4.237 \times \Delta L \ \ nm \end{cases}$$

Où ΔL est le déplacement mesuré en mètres et $u_{HR_{\Delta HR}}$ et $u_{HR_{étal}}$ sont respectivement les incertitudes en nanomètres associées aux variations d'hygrométrie relative sur les bras des interféromètres durant la mesure d'une part et à l'étalonnage de la sonde d'hygrométrie d'autre part. On en déduit finalement la valeur de l'incertitude de mesure de l'hygrométrie relative au travers de la correction d'indice par la formule d'Edlén :

Équation 7-18
$$u_{\Delta P} = \sqrt{{u_{HR_{\Delta HR}}}^2 + {u_{HR_{étal}}}^2} = 6.473 \times \Delta L \, nm$$

7.2.4. Résolution des interféromètres Renishaw

D'après les caractéristiques techniques des interféromètres Renishaw utilisés, la résolution atteignable après interpolation est de 38.6 pm. Si on considère une limite de résolution expérimentale sur les 1.5 derniers bits (1.5 LSB), l'incertitude type associée qui suit une loi uniforme est égale à :

Équation 7-19
$$u_{rés} = \frac{1.5 \times 38.6 \cdot 10^{-3}}{2\sqrt{3}} = 0.017 \, nm.$$

Elle ne dépend pas de la distance mesurée.

7.2.5. Bruits en position

Le niveau de bruit de la mesure interférométrique est composé à la fois des bruits électroniques associés au photodétecteur, des différents bruits optiques liés à la mesure interférométrique et de la boucle d'asservissement. D'après les expériences menées dans le chapitre précédent, l'amplitude de ce bruit mesure $1.5\,nm$ à 7.3 kHz. Dans l'équation fonctionnelle 8.2, son coefficient de sensibilité est égal à 1. Par conséquent, l'incertitude type associée est :

Équation 7-20 $$u_{bruit} = 1.5\,nm$$

Cette incertitude ne dépend pas de la distance mesurée.

7.2.6. Dérives de mesure différentielle

La dérive de la mesure interférométrique est composée à la fois de la dérive interne de la tête interférométrique – évaluée à quelques 50 nm/°C selon les caractéristiques Renishaw – mais aussi des dérives électroniques et des effets de bras mort du montage et de la tête interférométrique. Sur l'AFM métrologique, les résultats expérimentaux présentés dans le chapitre précédent mettent en avant des dérives de l'ordre de $0.1\,nm/h$. En considérant que cette contribution suit une loi uniforme, on en déduit l'incertitude type :

Équation 7-21 $$U_{tête} = \frac{0.1}{2\sqrt{3}} = 2.887 \cdot 10^{-2}\,nm/\mathrm{h}$$

7.3. Composantes mécaniques

Toutes les composantes d'incertitude liées aux composants mécaniques qui sont présentés dans les paragraphes suivants – à l'exception des défauts de miroir – sont exprimées dans la base cartésienne (XYZ).

7.3.1. Stabilité de la chaîne métrologique

Dilatation de l'échantillon

Les structures périodiques utilisées comme réseaux étalons pour les microscopes en champs proche sont généralement gravés sur des wafers de silicium dont le coefficient de dilatation thermique est de $2.6 \cdot 10^{-6}\,m/m/°C$.

Par ailleurs, d'après les mesures de température qui ont été réalisées, l'amplitude des variations de température au niveau du porte échantillon est de l'ordre de $0.001\,°C/h$ qu'on considère suivre une loi uniforme.

Sur l'AFM métrologique, comme la pointe appartient à l'axe de symétrie des sources de chaleur et l'échantillon est centré sous la pointe, les incertitudes associées aux dilatations de l'échantillon dans le plan horizontal $u_{éch_{XY}}$ et suivant la direction verticale $u_{éch_Z}$ dépendent respectivement de la dimension latérale en mètres de la portion de l'échantillon mesurée $L_{éch}$ et de l'épaisseur $e_{éch}$:

Équation 7-22
$$\begin{cases} u_{éch_{XY}} = 2.6 \cdot 10^{-6} \times \frac{1 \cdot 10^{-3}}{2\sqrt{3}} \times 10^{9} \times L_{éch} = 7.506 \cdot 10^{-1} \times L_{éch}\ nm \\ u_{éch_Z} = 2.6 \cdot 10^{-6} \times \frac{1 \cdot 10^{-3}}{2\sqrt{3}} \times 10^{9} \times e_{éch} = 7.506 \cdot 10^{-1} \times e_{éch}\ nm \end{cases}$$

Sur l'ensemble de la gamme de déplacement, $L_{éch} = 60\ \mu m$ et pour un échantillon d'une épaisseur de l'ordre de 500 µm, les incertitudes associées à sa dilatation thermiques sont inférieures au picomètres dans les directions X, Y et Z.

Dilatation de la chaîne métrologique

Sur l'AFM métrologique, la chaîne métrologique est constituée de Zérodur (au niveau du porte échantillon et des miroirs de référence associés à la tête AFM) et d'une calle en Invar placée sur le porte échantillon qui permet de supporter l'échantillon et de le brider. Les dimensions latérales de celle-ci sont $25 \times 25\ mm^2$. Son épaisseur varie en fonction de l'épaisseur de l'échantillon à caractériser mais 3 mm correspond à une épaisseur standard. Le coefficient de dilatation thermique du Zérodur est de $0.05 \cdot 10^{-6}\ m/m/°C$ et celui de l'Invar est $1 \cdot 10^{-6}\ m/m/°C$.

Dans le plan horizontal, la longueur de la chaîne métrologique est de l'ordre de $4\ cm$ ($2.75\ cm$ en Zérodur et $1.25\ cm$ en Invar) ; dans la direction verticale, elle est de $2\ cm$ ($1.7\ cm$ en Zérodur et $0.3\ cm$ en Invar).

Par ailleurs, d'après les mesures de température qui ont été réalisées, l'amplitude des variations de température au niveau du porte échantillon est de l'ordre de $0.001\ °C/h$ qu'on considère suivre une loi uniforme.

On en déduit les incertitudes associées aux dilatations de la chaîne métrologique $u_{\Delta XY}$ et $u_{\Delta Z}$ suivant les directions XY et Z :

Équation 7-23
$$\begin{cases} u_{\Delta XY} = (2.75 \cdot 10^{-2} \times 5 \cdot 10^{-8} + 1.25 \cdot 10^{-2} \times 1 \cdot 10^{-6}) \times \frac{1 \cdot 10^{-3}}{2\sqrt{3}} = 4.005 \cdot 10^{-3}\ nm/h \\ u_{\Delta Z} = (1.7 \cdot 10^{-2} \times 5 \cdot 10^{-8} + 0.3 \cdot 10^{-2} \times 1 \cdot 10^{-6}) \times \frac{1 \cdot 10^{-3}}{2\sqrt{3}} = 1.114 \cdot 10^{-3}\ nm/h \end{cases}$$

Ces contributions sont indépendantes des dimensions mesurées sur l'échantillon.

Par ailleurs, les gradients de température résiduels dans le berceau qui ont été mis en évidence expérimentalement dans le chapitre précédent conduisent à des effets de flexion au niveau des interféromètres différentiels qui sont négligeables devant l'amplitude des dilatations homothétiques (environ $2 \cdot 10^{-7}\ nm$).

7.3.2. Orthogonalité des axes XYZ

La connaissance de la relation angulaire exacte entre les différentes faces des structures de référence – les miroirs en Zérodur – est indispensable afin d'établir le bon changement de base depuis le référentiel associé aux interféromètres différentiels vers la base cartésienne dans laquelle sont exprimées les caractéristiques dimensionnelles mesurées sur l'échantillon. Cet étalonnage sera réalisé une fois que les prismes en Zérodur auront été usinés. Plusieurs méthodes sont envisagées :

- Utiliser un plateau angulaire et une lunette autocollimatrice afin de déterminer l'angle moyen entre les normales des différentes faces – mesuré en quelques points sur la surface des miroirs. Dans ce cas, l'incertitude associée à la mesure angulaire est d'environ 0.5 µrad.
- Utiliser une machine à mesurer tridimensionnelle afin de mesurer les plans moyens des faces des polygones en Zérodur et déterminer ensuite la relation angulaire entre chaque plan. Avec cette méthode, l'incertitude type associée à la mesure angulaire est de l'ordre de 60 µrad.
- Réaliser un étalonnage *in situ* des miroirs de référence à l'aide d'une méthode de multi-retournements comme présentée dans [106]. *A priori*, cette méthode devrait permettre d'atteindre de meilleurs résultats et offre l'avantage de mesurer les structures de référence dans leurs conditions d'utilisation.

Dans un premier temps, on peut interpréter ce défaut d'orthogonalité comme une erreur de cosinus :

Équation 7-24
$$\Delta_{cos} = \frac{\theta^2}{2}\Delta L$$

Où θ est le défaut d'orthogonalité exprimé en radians, ΔL le déplacement mesuré en mètres et Δ_{cos} est l'erreur de cosinus en mètres. Dans le cas de l'étalonnage des miroirs de référence avec un plateau angulaire et une lunette autocollimatrice ($\theta = 0.5\ \mu rad$), alors l'erreur de cosinus correspondant au défaut d'orthogonalité est :

Équation 7-25
$$\Delta_{orth} = \frac{\left(0.5\cdot 10^{-6}\right)^2}{2} \times \Delta L \times 10^9 = 1.250 \cdot 10^{-4} \times \Delta L \text{ nm}$$

Où θ est le défaut d'orthogonalité (en microradians) et ΔL est l'amplitude (en mètres) du déplacement mesuré. Il est exprimé dans le repère associé aux interféromètres. En supposant que l'erreur de cosinus qui représente le défaut d'orthogonalité suive une loi uniforme, l'incertitude associée u_{orth} vaut :

Équation 7-26
$$u_{orth} = \frac{2.938\cdot 10^{-3}\times \Delta L}{2\sqrt{3}} = 3.608 \cdot 10^{-5} \times \Delta L\ nm$$

Où ΔL est l'amplitude exprimée en mètres du déplacement mesuré et u_{orth} l'incertitude correspondante en nanomètres. Elle correspond à l'incertitude calculée une fois que la structure de référence a été étalonnée et que les erreurs correspondante ont été corrigées.

7.3.3. Défauts des miroirs

Sur le porte échantillon en Zérodur qui sera usiné prochainement, le défaut de planéité spécifié est inférieur à $\lambda/20$ sur l'ensemble de la surface du miroir (dont les dimensions sont d'environ $20\ mm \times 10\ mm$). Si on considère que le défaut du miroir est, au premier ordre, parabolique, alors le défaut de planéité (lié à la courbure du miroir) est d'environ 30 nm sur la totalité de la surface. En revanche, pour un déplacement de 60 µm sur la surface du miroir, le défaut de courbure représente 0.18 nm.

Le défaut de rugosité du miroir poli à $\lambda/20$ est plus difficile à caractériser. On l'estime cependant largement inférieur au défaut de planéité précédent, typiquement inférieur à l'Angström. Ces défauts seront mesurés à l'aide d'un microscope interférométrique.

L'erreur correspondante à chacun de ces défauts est difficile à déterminer car les lasers réfléchis sur les miroirs ont un diamètre de 3 mm. Par ailleurs, comme les interféromètres différentiels utilisés sont à double passage – il y a donc deux faisceaux réfléchis sur chaque miroir et répartis symétriquement autour du centre du miroir. Les défauts des miroirs sont donc intégrés sur la surface réfléchie : l'incertitude correspondante au défaut de rugosité est donc probablement très faible (la valeur moyenne est quasi nulle sur la surface réfléchie) et on peut donc estimer en première approximation que l'incertitude associée aux défauts des miroirs est principalement composée par le défaut de planéité (loi uniforme) :

Équation 7-27
$$u_{mir} = \frac{1}{2\sqrt{3}} \times \frac{0.18}{60 \cdot 10^{-6}} \times \Delta L = 8.660 \cdot 10^2 \times \Delta L\ nm$$

Où ΔL est l'amplitude exprimée en mètres du déplacement mesuré par les interféromètres et u_{mir} l'incertitude correspondante en nanomètres.

7.4. Composantes géométriques

Erreur de cosinus

Il s'agit d'une erreur d'échelle liée à un défaut d'alignement entre les faisceaux des interféromètres et la normale du miroir mobile. Elle vaut :

Équation 7-28
$$\Delta_{cos} = \frac{\theta^2}{2} \Delta L$$

Où θ est le défaut d'alignement exprimé en radians entre les interféromètres et la normale du miroir de référence et ΔL est l'amplitude – en mètres – du déplacement mesuré.

La tolérance d'alignement des interféromètres différentiels est de 120 µrad à un mètre et sur l'AFM métrologique, en fonction de la précision des réglages, on estime le défaut d'alignement à environ 80 µrad. Dans ces conditions, l'incertitude correspondante u_{cos} suit une loi normale. Elle est exprimée dans le repère associé aux interféromètres différentiels et vaut :

Équation 7-29 $$u_{\Delta_{cos}} = \frac{\left(80 \cdot 10^{-6}\right)^2}{2 \times 2\sqrt{3}} \times \Delta L \times 10^9 = 9.24 \cdot 10^{-1} \times \Delta L \; nm$$

Où ΔL est l'amplitude – exprimée en mètres – du déplacement mesuré et $u_{\Delta_{cos}}$ l'incertitude correspondante en nanomètres.

Erreur d'Abbe

Sur les prototypes qui ont été caractérisés, les rotations parasites sont de l'ordre de $3.0 \cdot 10^{-2} \; \mu rad/\mu m$ pour la platine Z et de $1.44 \cdot 10^{-2} \; \mu rad/\mu m$ pour la platine à pantographes.

Par ailleurs, on considère que l'offset d'Abbe est de l'ordre du millimètre et qu'il est équitablement réparti suivant les directions X, Y et Z. Enfin, compte tenu de l'arrangement en série des deux platines de guidage, on considère que l'erreur d'Abbe dans les directions XY est principalement causée par le défaut de guidage de la platine XY (la patine Z étant alors quasi-immobile) ; et l'erreur d'Abbe dans la direction verticale est principalement causée par la platine Z (la platine XY étant alors quasi-immobile). On considérera alors que les variables sont décorrélées.

Ces contributions suivent une loi de distribution uniforme et, finalement, l'erreur d'Abbe se décompose suivant chaque axe comme :

Équation 7-30 $$\begin{cases} u_{Abbe_{XY}} = \frac{1.44 \cdot 10^{-2}}{2\sqrt{3}} \times \frac{1 \cdot 10^{-3}}{\sqrt{3}} \times \Delta L \times 1 \cdot 10^9 = 2.4 \cdot 10^3 \times \Delta L \qquad nm \\ u_{Abbe_Z} = \frac{3.0 \cdot 10^{-2}}{2\sqrt{3}} \times \frac{1 \cdot 10^{-3}}{\sqrt{3}} \times \Delta L \times 1 \cdot 10^9 \times L = 5.00 \cdot 10^3 \times \Delta L \; nm \end{cases}$$

Où $u_{Abbe_{XY}}$ et u_{Abbe_Z} sont les incertitudes en nanomètres respectivement suivant les axes XY et Z et ΔL est le déplacement mesuré en mètres.

7.5. Conclusions

7.5.1. Bilan d'incertitude et incertitude composée

En fonction des principales composantes qui ont été énumérées précédemment, le tableau de la page suivante présente le bilan d'incertitude provisoire de l'AFM métrologique :

Composante X_i	Incertitude type $U(X_i)$	Sensibilité $c_i = \frac{\partial \Delta L}{\partial x_i}$ (L en mètres)	Incertitude XYZ $u_i(p_x) = 0.86 \times c_i \times u(X_i)$ (L en mètres)	Incertitude pour L_{XY} = 60 µm L_Z = 15 µm (durée = 1h30)	Rang
Composantes optiques					
Longueur d'onde du laser dans le vide	$6\ fm$	$1.58 \cdot 10^{-6} \times \Delta L$	$8.153 \times \Delta L\ nm$	$4.890 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Non-linéarité des interferometers	$1.13\ nm$	1	$9.718 \cdot 10^{-1}\ nm$	$0.972\ nm$	**2**
Détermination de l'indice de réfraction					
Formule d'Edlén	$15\ nm$	ΔL	$12.90 \times \Delta L\ nm$	$7.740 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Stabilité en température	$2.887 \cdot 10^{-4}\ °C/h$	$9.531 \cdot 10^{2} \times \Delta L$	$2.366 \cdot 10^{-1} \times \Delta L\ nm/h$	$7.097 \cdot 10^{-5}\ nm$	
Stabilité en pression	$2.89\ Pa$	$2.692 \times \Delta L$	$6.691 \times \Delta L\ nm$	$4.022 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Stabilité en hygrométrie	$5.77 \cdot 10^{-1}$ %	$8.475 \times \Delta L$	$4.205 \times \Delta L\ nm$	$2.525 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Etalonnage de la station météo					
Etalonnage sonde de température	$1 \cdot 10^{-3}\ °C$	$9.531 \cdot 10^{2} \times \Delta L$	$8.197 \cdot 10^{-1} \times \Delta L\ nm$	$4.918 \cdot 10^{-5}\ nm$	
Etalonnage sonde de pression	$1.5\ Pa$	$2.692 \times L$	$3.473 \times \Delta L\ nm$	$2.084 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Etalonnage sonde d'hygrométrie	0.5 %	$8.475 \times \Delta L$	$10.933 \times \Delta L\ nm$	$6.560 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Interféromètres					
Limite de résolution	$1.671 \cdot 10^{-2}\ nm$	1	$1.437 \cdot 10^{-2}\ nm$	$1.437 \cdot 10^{-2}\ nm$	
Bruit en position	$1.5\ nm$	1	$1.290\ nm$	$1.290\ nm$	**1**
Dérive	$2.89 \cdot 10^{-2}\ nm$/h	1	$2.485 \cdot 10^{-2}\ nm/h$	$3.74 \cdot 10^{-2}\ nm$	**5**
Composantes mécaniques					
Dilatation éch. XY[14]	$7.506 \cdot 10^{-1}\ h^{-1}$	ΔL	$7.506 \cdot 10^{-1} \times \Delta L\ nm/h$	$6.755 \cdot 10^{-5}\ nm$	
Dilatation éch. Z[17]	$7.506 \cdot 10^{-1}\ nm/h$	$e_{éch} = 0.5\ mm$	$3.753 \cdot 10^{-4}\ nm/h$	$5.629 \cdot 10^{-4}\ nm$	
Dilatation de la chaîne métrologique XY[17]	$4.01 \cdot 10^{-3}\ nm/h$	1	$4.005 \cdot 10^{-2}\ nm/h$	$6.008 \cdot 10^{-3}\ nm$	
Dilatation de la chaîne métrologique Z[17]	$1.11 \cdot 10^{-3}\ nm/h$	1	$1.114 \cdot 10^{-3}\ nm/h$	$1.671 \cdot 10^{-3}\ nm$	
Orthogonalité des miroirs de référence	$3.608 \cdot 10^{-5}$	ΔL	$3.103 \cdot 10^{-5} \times \Delta L\ nm$	$1.862 \cdot 10^{-9}\ nm$	
Défauts optiques des miroirs	$8.66 \cdot 10^{2}\ nm/m$	ΔL	$7.448 \cdot 10^{2} \times \Delta L\ nm$	$4.469 \cdot 10^{-2}\ nm$	**4**
Composantes géométriques					
Erreur de cosinus	$9.24 \cdot 10^{-1}$	ΔL	$7.946 \cdot 10^{-1} \times \Delta L\ nm$	$4.767 \cdot 10^{-5}\ nm$	
Erreur d'Abbe XY	$2400\ nm/m$	ΔL	$2.06 \cdot 10^{3} \times \Delta L\ nm$	$1.238 \cdot 10^{-1}\ nm$	**3**
Erreur d'Abbe Z	$5000\ nm/m$	ΔL	$4.30 \cdot 10^{3} \times \Delta L\ nm$	$6.450 \cdot 10^{-2}\ nm$	**3-bis**

Tableau 7-2 : Bilan d'incertitude provisoire de l'AFM métrologique pour la mesure de position relative de la pointe par rapport à l'échantillon.

[14] Termes déjà exprimés dan le repère cartésien.

En première approximation, on considère que toutes les grandeurs sont indépendantes. Les termes de corrélation sont donc inexistants et d'après le Guide pour l'Expression de l'Incertitude de Mesure [2], l'incertitude de mesure composée $u_c^2(\Delta L)$ peut s'exprimer comme :

Équation 7-31

$$u_c^2(\Delta L) = \sum_{i=1}^{N} \left(\frac{\partial f}{\partial x_i}\right)^2 u^2(x_i)$$

Où f est la relation fonctionnelle 7.2 qui détermine le déplacement relatif de la pointe par rapport à l'échantillon ΔL à partir des N variables x_i.

Et finalement on trouve :

Équation 7-32

$$u_{c_{XY}}(y) = \sqrt{(1.615)^2 + (2.194 \cdot 10^3 \times L_{XY})^2 + (2.518 \cdot 10^{-2} \times \Delta t)^2 + (7.870 \cdot 10^{-1} \times \Delta t \times L_{XY})^2}\ nm$$

Équation 7-33

$$u_{c_Z}(y) = \sqrt{(1.615)^2 + (4.364 \cdot 10^3 \times L_{XY})^2 + (2.488 \cdot 10^{-2} \times \Delta t)^2 + (7.870 \cdot 10^{-1} \times \Delta t \times L_Z)^2}\ nm$$

Où $u_{c_{XY}}(y)$ et $u_{c_Z}(y)$ sont respectivement les incertitudes composées en nanomètres suivant les axes XY et Z ; Δt est la durée de la mesure et L_{XY} et L_Z sont les déplacements suivant ces axes en mètres. Le premier terme est constant, le second est proportionnel à la dimension mesurée sur l'échantillon, le troisième terme dépend de la durée de la mesure et correspond à une dérive de l'instrumentation et le dernier terme dépend à la fois de la durée de la mesure et du déplacement mesurée.

Pour des dimensions classiques d'images par AFM, on pose $\Delta t = 1.5\ h$, $L_{XY} = 5\ \mu m$ et $L_Z = 100\ nm$. L'incertitude associée à la mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon est :

Équation 7-34

$$\begin{cases} u_{c_{XY}}(y) = \sqrt{(1.615)^2 + (1.097 \cdot 10^{-2})^2 + (3.777 \cdot 10^{-2})^2 + (5.902 \cdot 10^{-6})^2} = 1.616\ nm \\ u_{c_Z}(y) = \sqrt{(1.615)^2 + (4.364 \cdot 10^{-4})^2 + (3.732 \cdot 10^{-2})^2 + (1.180 \cdot 10^{-7})^2} = 1.616\ nm \end{cases}$$

Sur l'ensemble de la gamme de déplacement ($L_{XY} = 60\ \mu m$ et $L_Z = 15\ \mu m$) et pour $\Delta t = 5\ h$, l'incertitude associée à la mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon est :

Équation 7-35

$$\begin{cases} u_{c_{XY}}(y) = \sqrt{(1.615)^2 + (1.317 \cdot 10^{-1})^2 + (1.259 \cdot 10^{-1})^2 + (2.361 \cdot 10^{-4})^2} = 1.625\ nm \\ u_{c_Z}(y) = \sqrt{(1.615)^2 + (6.546 \cdot 10^{-2})^2 + (1.244 \cdot 10^{-1})^2 + (5.902 \cdot 10^{-5})^2} = 1.621\ nm \end{cases}$$

On constate que les incertitudes de mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon sont quasiment indépendantes de l'amplitude des déplacements réalisés. En effet, les termes constants sont prépondérants dans le bilan d'incertitude et tous les autres termes – qui dépendent des déplacements réalisés et/ou de la durée d'acquisition – sont au moins un ordre de grandeur plus faible.

7.5.2. Discussions sur le bilan d'incertitude

Ce bilan d'incertitude provisoire fait apparaître des quantités qui dépendent de la durée de balayage. Ces termes de dérives – plutôt faibles au regard d'autres contributions – se justifient par des temps de mesure qui peuvent être beaucoup plus long sur cet AFM métrologique par rapport à des AFMs commerciaux par exemple. L'allongement de la durée de mesure est un avantage ici car la maitrise des effets thermiques permet de limiter les dérives et autorise un balayage de la surface de l'échantillon moins rapide qui sollicite moins les modes vibratoires parasites.

On constate que les termes prépondérants sont constants et liés à l'instrumentation (bruit et non linéarité des interféromètres, qualité des miroirs). L'utilisation d'interféromètres avec une plus faible non-linéarité permettrait de réduire efficacement l'incertitude de mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon. La non-linéarité des interféromètres différentiels Renishaw sera mesurée *in situ* afin de vérifier les caractéristiques techniques affichées par le constructeur (les mesures réelles devraient être inférieures aux spécifications commerciales).

Pour des signaux dont la fréquence d'acquisition est de près de 1 MHz et pour une profondeur de moyennage de 128 point qui fait chuter cette fréquence à 7.3 kHz en entrée de la boucle d'asservissement, le niveau de bruit sur la position X, Y ou Z en boucle fermée est de 1.5 nm. En augmentant la profondeur de moyennage des données issues des interféromètres, il serait possible de réduire le niveau de bruit en entrée de la boucle d'asservissement. Au moment où nous écrivons ces lignes, il n'existe pas de fonction sous LabView permettant de moyenner au delà de 128 points sur un FPGA mais il est raisonnable de penser que ce verrou sautera prochainement. Par ailleurs, les signaux de commande (analogiques) des actionneurs piézoélectriques sont générés par des convertisseurs numériques-analogiques 16 bits, ce qui représente une résolution de 0.9 nm sur les axes XY et 0.2 nm sur l'axe Z. L'utilisation de convertisseurs ayant une plus grande dynamique permettrait d'améliorer les résolutions de la commande piézoélectrique et de limiter aussi le niveau de bruit mesuré.

Les défauts optiques des miroirs de référence apparaissent en quatrième position dans le bilan d'incertitude provisoire. Ils sont liés principalement au défaut de planéité du miroir associé au porte échantillon et sur lequel se « déplace » les deux lasers de l'interféromètre différentiel. La recherche des meilleures qualités possibles de polissage permettra de réduire l'impact de ce défaut sur l'incertitude de mesure.

Enfin, l'erreur d'Abbe apparaît en troisième position sur les axes XY et Z, avec cependant des niveaux d'incertitude de l'ordre de l'Angström pour la course totale de l'AFM

métrologique. C'est un excellent résultat au regard de la bibliographie relative aux AFMs métrologiques : de notre point de vue, les erreurs d'Abbe sont très souvent sous-estimées dans les bilans d'incertitude car les rotations parasites des étages de translation sont méconnues. Nous émettons cependant plusieurs réserves quant au résultat annoncé (et qui s'équilibrent peut être) :

- La première, positive, est de préciser que l'offset d'Abbe que nous avons évalué de l'ordre du millimètre est assez largement surestimé. Il correspond à un état d'alignement et de réglage des interféromètres avec la pointe assez modeste, tel qu'il est mis en œuvre aujourd'hui sur l'AFM métrologique. Cependant, une méthode d'alignement et d'instrumentation a été imaginée : elle devrait permettre de réduire l'offset – et donc l'erreur d'Abbe – d'un facteur 5 environ. Cette méthode consiste à visualiser les faisceaux des interféromètres dans le plan d'Abbe qui contient la pointe AFM. La position de celle-ci est représentée par un artefact au centre d'une mire de réglage (une feuille de papier sur la figure suivante) ; et les faisceaux des interféromètres sont alors clairement visibles dans les diagonales. En faisant osciller la mire autour du plan d'Abbe, il est alors possible de visualiser la trace de ces derniers et de les distribuer de façon symétrique autour de la pointe AFM afin de minimiser l'offset d'Abbe.

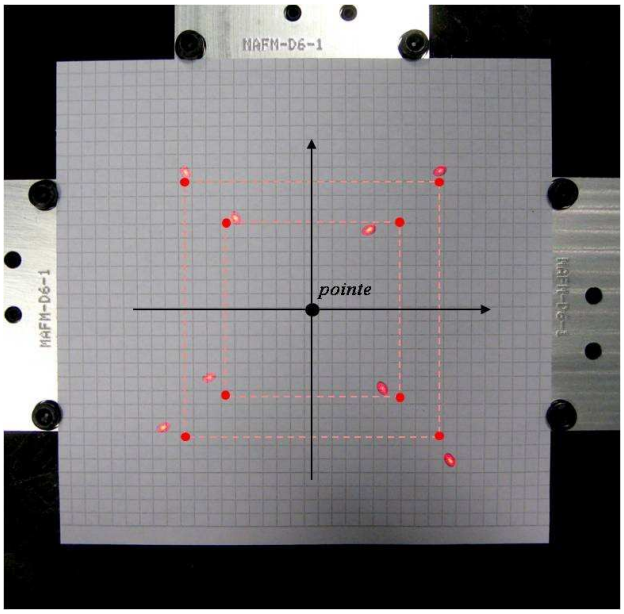


Figure 7-1 : Mire d'alignement des interféromètres différentiels avec la pointe AFM.

- Par ailleurs, on a pu constater sur les prototypes des platines de guidage en translation que les rotations parasites étaient très linéaires sur toute la gamme de déplacement. Par conséquent, il serait possible de les compenser à partir d'un étalonnage et de réduire encore d'avantage l'erreur d'Abbe correspondante. Cette solution n'est possible que si le comportement des prototypes mesurés en statique correspond au comportement de l'étage de translation de l'AFM métrologique dans des conditions normales d'utilisation plus rapides *a priori*.

- Cependant, une restriction s'impose quant aux caractérisations qui ont été faites sur les prototypes des platines de guidage : les mesures de rotations parasites ont été réalisées pour un fonctionnement quasi-statique des prototypes : les fréquences de balayage pour lesquelles ces mesures ont été faites étaient faibles par rapport aux fréquences d'utilisation de l'AFM – notamment par rapport à l'axe vertical. Il est plus difficile de mesurer les rotations parasites pour des fréquences de balayage plus élevées. L'hypothèse que les rotations parasites mesurées en quasi-statique soient du même ordre de grandeur que celles apparaissant pour des fréquences plus élevées est cependant plutôt optimiste : il est probable que des mesures en dynamiques montrent des rotations parasites plus importantes (par couplage entre les axes et interférences). De telles mesures seront mises en œuvre pour caractériser l'étage de translation qui est assemblé sur l'AFM métrologique.

7.5.3. Conclusions sur le bilan d'incertitude provisoire

Les efforts de conception ont permis d'abaisser de façon significative le niveau de certaines contributions (erreur d'Abbe, dilatations, dérives…) dans le bilan d'incertitude provisoire de l'AFM métrologique et par rapport à l'état de l'art correspondant. Finalement, l'incertitude composée est principalement limitée par l'instrumentation. Les incertitudes associées sont définies à partir des spécifications techniques fournies par les constructeurs ou estimées à partir d'expériences simples. Dans tous les cas, elles sont généralement surestimées et une caractérisation plus fine *in situ* permettra de déterminer plus précisément les niveaux d'incertitude.

Ce bilan d'incertitude provisoire permet de définir efficacement les prochains axes de développement de l'AFM métrologique : une meilleure boucle d'acquisition et de commande des signaux et, à plus long terme, le développement d'un interféromètre différentiel présentant une très faible non-linéarité ainsi que des dérives internes quasi-nulles.

CHAPITRE

8

CONCLUSIONS ET PERSPECTIVES

Ce dernier chapitre conclut ce mémoire en revenant d'abord sur la mise en œuvre de l'AFM métrologique. Des pistes d'amélioration sont ensuite proposées à partir des différents résultats et du bilan d'incertitude provisoire. Enfin, une vision personnelle de l'avenir de la métrologie dimensionnelle donne un aperçu des évolutions futures d'une science en plein essor.

8.1. Conclusion générale sur la construction de l'AFM métrologique

Lors des travaux menés durant cette thèse, nous avons conçu un AFM métrologique dont les courses disponibles sont de 60 µm suivant les directions horizontales et 15 µm dans la direction verticale. Les déplacements relatifs de la pointe par rapport à l'échantillon sont mesurés – et raccordés à la définition du mètre – grâce à des interféromètres différentiels dont la longueur d'onde est étalonnée. Le bilan d'incertitude provisoire associé à la mesure de la position relative de la pointe AFM par rapport à l'échantillon décrit une incertitude de mesure de l'ordre du nanomètre pour la totalité de la gamme de déplacement.

L'objectif principal recherché durant la conception de cet AFM métrologique a été de réduire les contributions qui sont généralement prépondérantes dans les bilans d'incertitude relatifs aux AFMs métrologiques et qui dégradent le plus les résultats de mesurage. Quatre axes de développement ont été définis afin de concourir à cet objectif : la minimisation de l'erreur d'Abbe, l'optimisation de la chaîne métrologique, la maîtrise des effets thermiques durant la mesure et l'optimisation des mesures interférométriques réalisées dans l'air. Ces contributions ont été considérablement réduites par rapport à l'état de l'art porté à notre connaissance.

(i) L'erreur d'Abbe a été minimisée par le développement d'une platine de guidage en translation à trois degrés de liberté mettant en œuvre un agencement original de lames flexibles. Elle est constituée de deux sous ensembles qui permettent

respectivement de guider les deux translations dans le plan horizontal (platine à pantographes) et la translation verticale (platine Z). Pour chacune d'entre elles, un design spécifique a été mis au point et une réalisation soignée a permis de contraindre les rotations parasites à un niveau inférieur au microradian sur chaque élément et pour les trois rotations. Ces qualités de guidage sont excellentes au regard des platines de translations commerciales disponibles actuellement[15] qui, pour proposer des performances équivalentes, mettent en œuvre une instrumentation beaucoup plus complexe. Le design innovant de la platine à pantographes a fait l'objet d'un dépôt de brevet.

(ii) Une attention particulière a été portée sur l'analyse du processus de mesure de l'AFM métrologique afin de proposer une définition précise de la chaîne métrologique pour le mAFM. Cette analyse a permis de mettre en place un ensemble de moyens qui contribuent tous à réduire sa sensibilité aux nombreuses sources de perturbation qui dégradent le résultat de mesurage. Ainsi, la configuration des interféromètres utilisée traditionnellement sur les AFMs métrologiques a été abandonnée au profit d'une orientation originale. Cette disposition contribue à réduire les dimensions de la chaîne métrologique et permet d'égaliser les sensibilités de mesure suivant les trois axes. Par ailleurs, la réalisation d'une chaîne métrologique distincte de la chaîne structurelle permet de dissocier les éléments qui participent à l'établissement d'une mesure de topographie de ceux qui permettent de générer un déplacement relatif de la pointe AFM par rapport à l'échantillon.

(iii) La prise en compte dès la phase de conception des conséquences des perturbations thermiques sur la mesure de topographie par AFM a permis de minimiser leur importance dans le bilan d'incertitude. L'objectif recherché – et atteint – est de limiter le plus possible les variations de température au sein de l'AFM métrologique et d'obtenir une distribution homogène de la température dans tout l'instrument. Les résultats expérimentaux mettent en avant des stabilités thermiques de l'ordre du millième de degré par heure et les variations des gradients dans l'instrument sont indétectables par les sondes de température. L'excellent comportement thermique de l'AFM métrologique permet de limiter les dilatations de la chaîne métrologique à seulement quelques picomètres.

(iv) Enfin, une attention toute particulière a été apportée au processus de mesure de position par interférométrie différentielle afin qu'il soit plus exacte et plus stable. Une description et une modélisation plus fine du comptage de frange a été proposé de façon à mettre en évidence la sensibilité des mesures à l'écart d'indice entre le bras mesurant et le bras de référence provoqué par les turbulences de l'air. Des résultats expérimentaux viennent conforter ce modèle et montrent que les hypothèses sur l'homogénéité et la stabilité du milieu dans lequel se propagent les

[15] Aucune platine de guidage en translation ne possédait les qualités de guidage nécessaires lorsque ce projet a commencé, en Septembre 2006.

faisceaux des interféromètres. Ces hypothèses qui sont généralement admises par les utilisateurs ne sont vrais qu'au prix de lourdes précautions de confinement et d'écrantage. Différentes solutions ont été proposées et celles mises en œuvre sur l'AFM métrologique permettent d'atteindre les limites instrumentales : la dérive thermique des mesures interférométriques est de 0.1 nm/h et ne dépend plus que des caractéristiques internes de l'interféromètre commercial utilisé.

8.2. Perspectives d'améliorations pour l'AFM métrologique

Les travaux présentés ici sont le reflet d'un certain nombre de compromis et de choix qui ont été analysés et mis en œuvre durant un temps imparti. Les premiers résultats décrits confortent les choix qui ont été faits et laissent imaginer des perspectives d'améliorations et des remises en question. L'analyse du bilan d'incertitude provisoire et des principales contributions qui perturbent le processus de mesure permet d'ailleurs de proposer de nombreuses évolutions :

- **La tête AFM :** Le développement d'une tête AFM spécifique pour des applications de métrologie dimensionnelle par AFM est la continuité naturelle des travaux présentés ici et certainement le premier axe à approfondir. L'utilisation actuelle d'une tête commerciale modifiée ne permet pas de tirer tous les avantages des développements présentés. Par ailleurs, la conception d'une tête spécifique pour l'AFM métrologique permettrait de développer de nouvelles applications qui dépassent le cadre stricte de la nanométrologie dimensionnelle (métrologie électrique, magnétique, de force…, à l'échelle nanométrique – voir le paragraphe 8.3).
- **La chaîne métrologique :** Les éléments mécaniques de la chaîne métrologique (notamment les prismes qui supportent les miroirs de référence) ont d'abord été usinés en aluminium afin de valider les choix de conception. Ils seront prochainement remplacés par du Zérodur, matériau à faible coefficient de dilatation thermique mais plus onéreux. Ces structures de référence devront alors être étalonnées. La configuration particulière retenue pour les interféromètres permet de visualiser l'ensemble des faisceaux et la pointe dans le plan d'Abbe. Cette configuration permet d'envisager leur alignement à l'aide d'une caméra CCD pour réduire l'offset d'Abbe à largement moins d'un millimètre. Cette méthode d'alignement spécifique n'est pas réalisable avec une configuration classique pour laquelle le plan qui contient la pointe AFM et les faisceaux des interféromètres n'est pas accessible optiquement.

  Les interféromètres : Les mesures réalisées sur l'AFM métrologique ont montré que les conditions de stabilité du milieu de propagation sont excellentes. Les variations de température ont un impact très faible sur la mesure différentielle grâce aux protections mises en œuvre. Les variations de pression ne perturbent que la tête

interférométrique à cause d'un effet de bras mort qui a été modélisé et qui est compensé. On a aussi montré que, dans cet environnement très bien contrôlé, les mesures interférométriques deviennent alors sensibles aux variations de l'hygrométrie relative. Elles correspondent à des phénomènes qui se propagent lentement dans l'instrument. Les systèmes de protection passifs qui sont mis en œuvre ici sont donc peu efficaces et un caisson hermétique pourrait permettre de mieux contrôler l'hygrométrie relative autour de l'AFM métrologique.

La non-linéarité des interféromètres correspond à la deuxième contribution la plus importante dans le bilan d'incertitude provisoire. Elle pourrait donc représenter un axe d'amélioration majeur pour l'AFM métrologique. Dans un premier temps, la non-linéarité de chaque interféromètre sera mesurée *in situ* afin de vérifier les caractéristiques techniques fournies par le constructeur. Il est raisonnable de penser que les caractéristiques réelles seront meilleures que les performances commerciales affichées. A plus long terme, la non-linéarité des interféromètres peut être réduite par des corrections en temps réel de type Heydemann [28], [54]. D'une façon plus générale, des pistes ont été imaginées pour améliorer les performances des interféromètres (dérives, non-linéarité…) mais celles-ci nécessitent des développements spécifiques (configurations optiques spécifiques…).

- **L'étage de translation :** De nombreuses pistes d'améliorations immédiates pour l'étage de translation développé pour l'AFM métrologique ont déjà été proposées dans le chapitre 5. Une analyse plus fine des performances de l'étage de translation qui a été assemblé sur l'AFM métrologique sera réalisée *in situ* afin de déterminer précisément ses performances en termes de guidage (rotations parasites, défauts de rectitude…), de répétabilité et de comportement dynamique. En parallèle à ces mesures expérimentales, des simulations aux éléments finis pourraient être réalisées afin de simuler des évolutions comportementales en fonction des modifications apportées. Cette démarche de simulation – complexe pour les éléments flexibles mis en œuvre sur les platines de translation – permettrait d'optimiser certains paramètres structurels des platines de guidage et de mettre en évidence les modes d'interférence entre les deux platines

  Notre approche focalisée sur les aspects de guidage plutôt que d'actionnement a été validée expérimentalement et les principales améliorations à venir devraient concerner le découplage des axes. En effet, nous pensons que les limites actuelles sont dépendantes des cardans flexibles commerciaux utilisés et dont les rigidités axiales et transverses ne sont pas optimisées pour ce montage. Ils sont très certainement à l'origine des effets de couplage observés entre les axes d'actionnement. L'ajout d'un étage flexible intermédiaire entre les platines de guidage et les différents actionneurs – comme le suggère M. Awtar dans ses travaux est très certainement une piste à exploiter.

  Enfin, du point de vue de l'actionnement, l'obtention de plus grandes vitesses de balayage est un objectif intéressant car il permet de réduire les durées d'acquisition

et donc de limiter l'impact des dérives de température sur la mesure AFM. Notre regard se porte donc naturellement vers les travaux réalisés par Ando sur le high-speed AFM, ou AFM à cadence vidéo [4], [5], pour lequel quasiment tous les organes de l'AFM ont été améliorés afin de supporter ces hautes cadences : électroniques de commande plus puissantes, montages ultra-compacts, parallélisation des actionneurs… A plus long terme, ces hautes cadences associées aux qualités métrologiques des mAFMs et des nouvelles possibilités de caractérisation offertes par les AFMs 3D permettraient de faire entrer ces « high-speed metrological 3D AFMs » en bout de ligne de production afin de réaliser des contrôles dimensionnels directement sur des nano-objets manufacturés.

L'électronique de commande : De nombreuses optimisations sont encore réalisables : les composants électroniques s'améliorent régulièrement et permettent de réduire les niveaux de bruit sur les cartes d'acquisition, d'augmenter les fréquences de travail ou encore de réaliser de nouvelles fonctions sur le FPGA. Les stratégies de balayages sont aussi de belles pistes d'amélioration du processus de mesure et de la caractérisation à l'échelle nano. De nombreuses équipes travaillent déjà sur des stratégies de commande différentes du balayage classique tel qu'il est réalisé sur n'importe quel AFM : balayage en spiral, balayage radial, balayage vectoriel, détection de contours, détection des zones utiles [28], stitching, automatisation des tâches…

8.3. Perspectives pour la métrologie dimensionnelle par AFM

Les évolutions futures de la nanométrologie dimensionnelle par microscopie à force atomique devront accompagner les développements industriels dans le cadre des nanotechnologies. Il est donc nécessaire de proposer des moyens de caractérisation qui présentent un haut niveau de résolution et d'incertitude. Pour ce faire, plusieurs axes de développement sont pointés [26] :

- La réalisation de mesures véritablement tridimensionnelles : à l'instar des machines à mesurer (CMM) disponibles actuellement à l'échelle du micromètre, le développement de techniques de balayage spécifiques et de pointes AFM capables de sonder les propriétés dimensionnelles sur des parois verticales permet déjà de disposer de « Nano Coordinate Measuring Machine », ou AFMs 3D. Les différents aspects métrologiques restent à être développés :

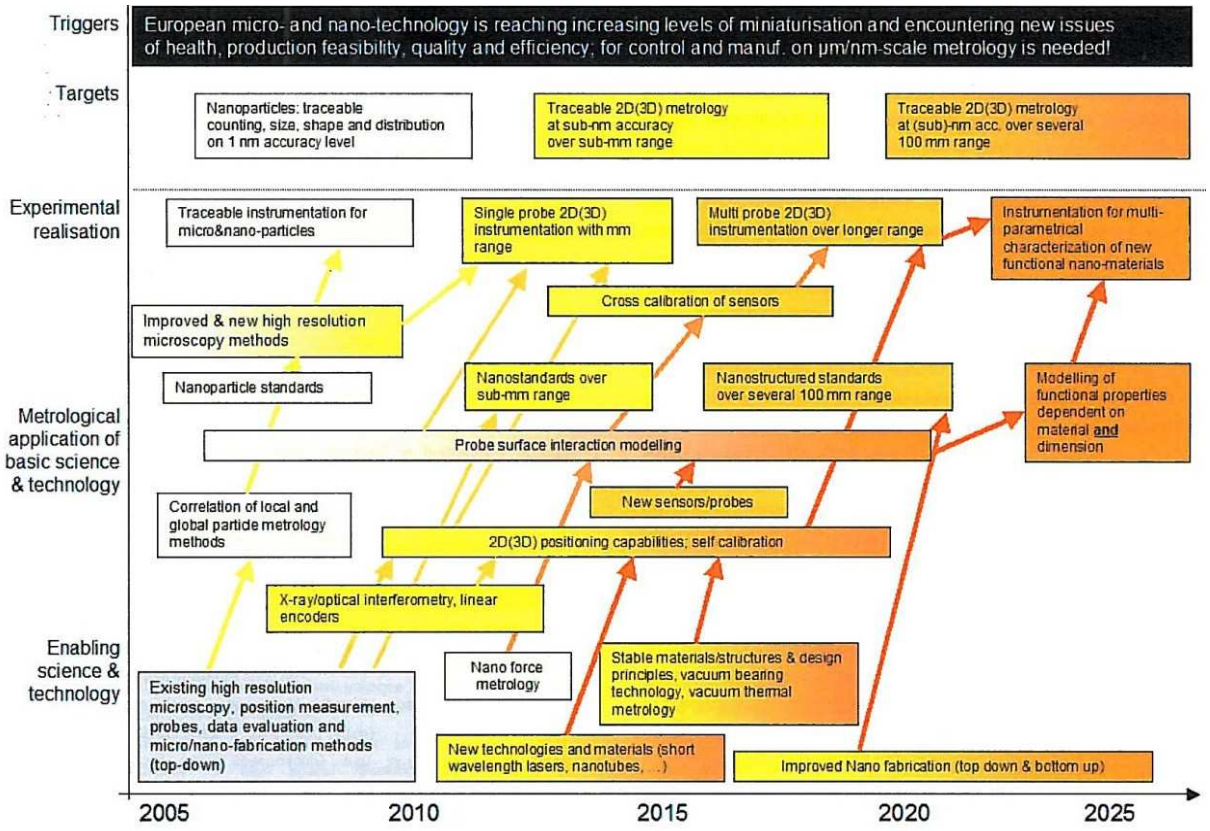


Figure 8-1 : Evolution des tâches de nanométrologie dimensionnelle pour les nano et micro-technologies [26]

- Le développement d'instrumentation et de méthodes de mesure qui permettent d'augmenter les capacités de caractérisation et de réduire les niveaux d'incertitude. Plusieurs directions sont envisagées dans les différents laboratoires (voir la Figure 8-2) : améliorer les rapports signal sur bruit des AFMs, améliorer la résolution latérale pour atteindre des résolutions atomiques, concevoir des AFMs rapides, augmenter les gammes de déplacement (millimétriques) tout en conservant des incertitudes sub-nanométriques, varier les techniques de balayage…

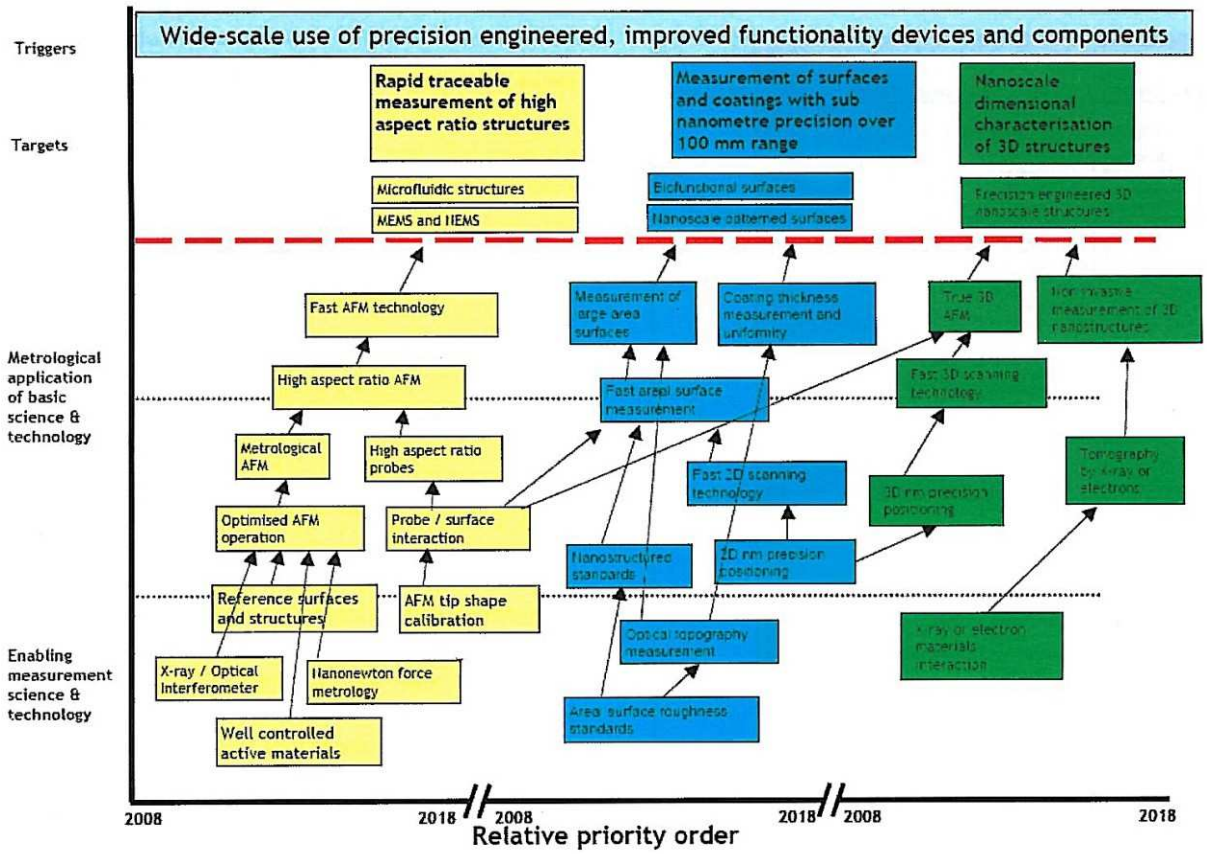


Figure 8-2 : Perspectives pour la nanométrologie dimensionnelle [26]

- L'émergence de nouveaux champs d'application des nanotechnologies (nanoélectronique, systèmes nanophotoniques, nanoparticules manufacturées, nano-revêtements de surfaces, systèmes nanoélectromécaniques…) s'ajoute aux existants (microélectronique…) pour définir de nouveaux besoins de caractérisation et d'instrumentation [26] : mesures de formes bidimensionnelles et tridimensionnelles, caractérisations de surfaces et de profils, mesures de dimensions critiques (largeur de trait, rugosité des profils, diamètres de particules, adhésion de particules ou de films…), mesures en ligne…
- La mise au point de techniques de modélisation de l'instrumentation et des phénomènes physiques qui sont en jeux à l'échelle du nanomètre. Ils permettent d'optimiser des processus de fabrication, de calculer les propriétés des nano-objets manufacturés, de définir des bornes dans lesquels les nano-objets construits ont les propriétés désirées, de mieux comprendre les conséquences sur la mesure délivrée de phénomènes internes (interactions entre la pointe et l'échantillon…) ou externes (variations de température, vibrations…) et d'en estimer la contribution dans le bilan d'incertitude (AFM virtuel).
- L'amélioration de la compréhension des interactions entre la pointe et la surface : effets d'érosion et de dilatation des structures imagées par une pointe AFM, usure ou contamination de la pointe durant le balayage, variabilité des interactions entre la pointe et l'échantillon durant le balayage et en fonction de ces propriétés

mécaniques (voir la Figure 8-3). Les incertitudes de mesures associées à ces phénomènes sont très difficiles à estimer et les contributions correspondantes sont généralement absentes des bilans d'incertitude.

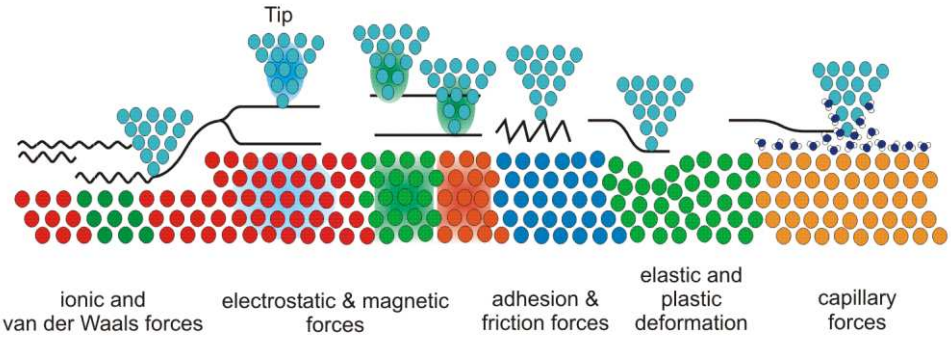


Figure 8-3 : Erreur sur la topographie mesurée par AFM en fonction de la variation des propriétés mécaniques locales de l'échantillon balayé [26]

D'une façon plus générale, le développement des nanotechnologies nécessite – par nature – de fabriquer, contrôler et mesurer précisément à la fois les propriétés dimensionnelles de ces nano-objets et leurs effets recherchés. La nanométrologie devient ainsi de plus en plus une discipline transversale qui couvre de nombreux domaines. Par conséquent, il est nécessaire de développer des techniques de caractérisation multi-grandeurs qui permettent de mesurer à la fois des propriétés dimensionnelles et des propriétés physiques, mécaniques, chimiques… Si le futur à court terme pour l'AFM métrologique est ponctué de tâches d'étalonnage de structures de référence, sa conception particulière est cependant un atout majeur au regard de cette convergence des besoins de caractérisation. En effet, il est possible sur cet instrument de remplacer la tête AFM par n'importe quel autre type de capteur (SNOM, STM, microscope interférométrique…). L'AFM métrologique permettrait ainsi d'associer aux mesures dimensionnelles traçables des mesures d'une autre grandeur (électrique, mécanique, magnétique…). L'AFM qui est aujourd'hui « dimensionnellement métrologique » pourrait ainsi devenir un AFM métrologique multigrandeur qui permettrait par exemple de réaliser à la fois des mesures dimensionnelles raccordées à la définition du mètre et des mesures traçables de champ magnétique local à l'aide de barres de Hall miniaturisées… Les combinaisons sont nombreuses car l'AFM métrologique bénéficie alors de la grande diversité de la famille des microscopes en champ proche !

Enfin, le champ d'application de la nanométrologie dimensionnelle dépasse le seul soutient aux développements industriels : les nanoparticules – manufacturées ou non – représentent un défit de santé publique important. Il est donc important de mettre en œuvre des moyens de caractérisation efficaces pour pouvoir accompagner les évolutions futures de la société. Si la microscopie à force atomique semble être un élément de réponse, il n'en est pas le seul. En effet, les moyens d'identification des nanoparticules ne permettent pas à eux seuls d'en comprendre leurs effets sur la santé ou sur l'environnement. Ces derniers dépendent non seulement des dimensions des

nanoparticules mais aussi de leur comportement de groupe (agglomérées ou dispersées), du milieu dans lequel elles évoluent, de la température… Par conséquent, une caractérisation beaucoup plus fine est nécessaire pour « comprendre » ces nanoparticules et nécessite d'autres mesurandes. De nombreuses mesures doivent être réalisées dans différents milieux, sous différentes conditions et dans différents états afin de faire coïncider la mesure avec l'application ou l'effet recherché. La pratique de la nanométrologie est nécessairement pluridisciplinaire : elle englobe à la fois les caractérisations de la nanoparticule et son interaction avec le milieu. La nanométrologie dimensionnelle n'apporte qu'une réponse partielle à cette caractérisation et doit être complétée par une approche radicalement multigrandeur. Ces études demandent d'importantes ressources en instrumentation : la pratique de la nanométrologie ne peut s'exercer qu'au travers d'une plateforme d'instrumentation variée.

Annexes

Annexes 201

Annexe A : Etat de l'art des AFMs métrologiques 203

A.1. Les premiers AFMs métrologiques des années 80-2000 203

A.2. Les nouveaux développements d'AFM métrologiques.....211

Annexe B : Conception des éléments de guidage 219

8.4. B.1. Le guidage en translation XY – la platine à pantographes 219

8.5. B.2. Le guidage en translation Z – la platine Z 224

Bibliographie 231

Liste des communications 241

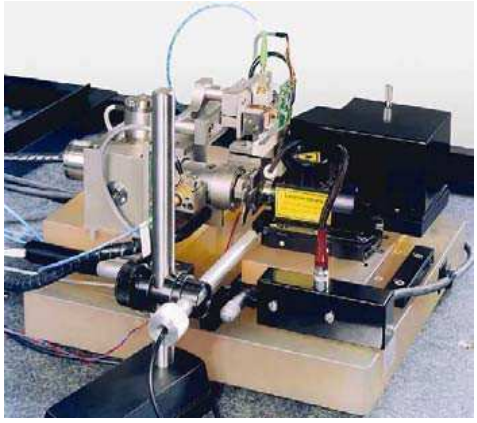
ANNEXE A : ETAT DE L'ART DES AFMS METROLOGIQUES

Nous proposons dans les paragraphes suivants de dresser un état de l'art des principaux AFMs métrologiques qui ont été développés jusqu'à maintenant. Pour chacun d'entre eux, nous ne décrirons pas de façon rigoureuse l'instrumentation mise en œuvre mais nous donnerons les caractéristiques majeures ainsi que les particularités techniques qui ont attiré notre attention.

A.1. Les premiers AFMs métrologiques des années 80-2000

A.1.1. Le MFM-Veritekt C de la PTB

Développé dans la fin des années 90 à la PTB, cet AFM métrologique est la troisième évolution d'un AFM commercial – le VERITEKT 3 de la société Carl Zeiss Jena – auquel trois interféromètres miniaturisés ont été intégrés afin de rendre traçables les mesures de déplacement de l'échantillon. Les courses disponibles sont de 75 µm, 15 µm et 15 µm respectivement suivant les axes X, Y et Z [11], [86]. L'incertitude élargie (k=2) pour une hauteur de marche de 40 nm est de 1.18 nm.



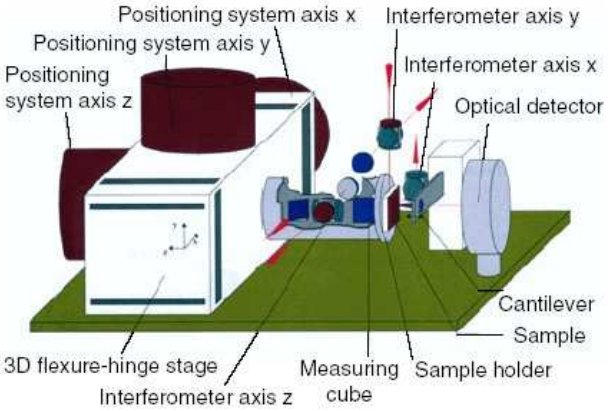


Figure A-4 : Le Veritekt-C développé par la PTB.

Sur cet instrument, la pointe AFM est fixe et l'échantillon – maintenu verticalement sur le porte-échantillon – est déplacé à l'aide d'une platine de translation à lames flexibles actionnée par des vérins piézoélectriques et asservies grâce à des capteurs capacitifs. Ainsi les interféromètres ne sont utilisés qu'à des fins d'étalonnage de l'instrument.

A.1.2. La Nanopositioning and Nanomeasuring Machine de la PTB

La Nanopositioning and nanomeasuring machine est un instrument de référence dans le monde de la nanométrologie dimensionnelle. Il a été mis au point au début des années 2000 par la PTB en collaboration avec l'université d'Ilmeneau et la société SIOS. Il s'agit d'une machine à mesurer tridimensionnelle avec des courses de 25 mm suivant les axes X et Y et 5 mm suivant l'axe Z [28], [29], [33], [51], [58], [59]. L'incertitude élargie (k=2) pour une hauteur de marche de 40 nm est de l'ordre de 1.13 nm.

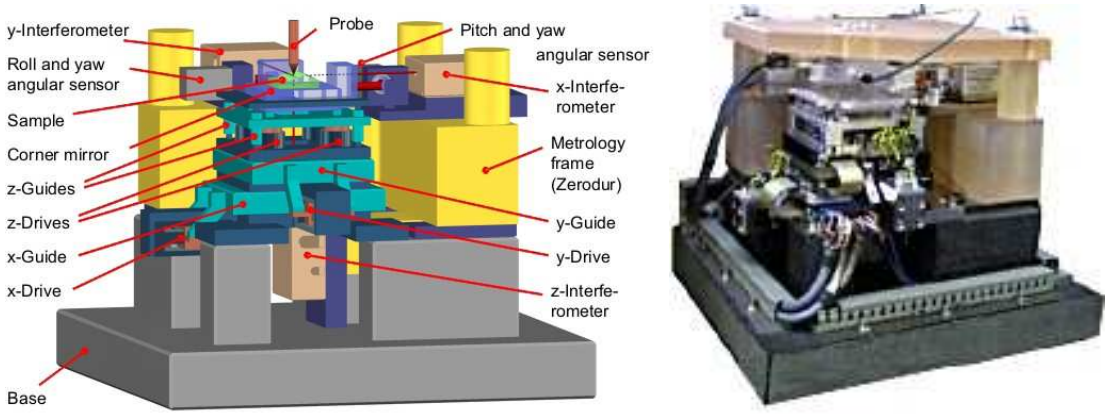


Figure A-5 : La nanomeasuring machine (NMM)

La principale particularité de cet instrument est de proposer des courses millimétriques avec des résolutions inférieures à 0.1 nm et des incertitudes relatives de l'ordre de 4×10^{-8}. Par ailleurs, le capteur de topographie étant immobile (tous les déplacements sont réalisés au niveau de l'échantillon), il est possible d'intégrer n'importe quel type de capteur pour faire les mesures : palpeur optique, tête AFM… Les actionneurs magnétiques utilisés suivant les axes XY permettent d'atteindre des vitesses de l'ordre de 50 mm/s

tandis qu'en Z, une platine piézoélectrique particulière en invar a été développée pour obtenir la bande passante recherchée. Enfin, trois interféromètres respectant le principe d'Abbe sont disposés autour de l'échantillon sur une chaîne métrologique en Zérodur.

A.1.3. La Molecular Measuring Machine du NIST

Le projet de la Molecular Measuring Machine a débuté au NIST à partir de 1985 [124]. L'objectif est de réaliser des mesures dimensionnelles dans un volume de $50\,mm \times 50\,mm \times 3\,mm$ avec une incertitude élargie (k=2) d'un nanomètre. La position de l'échantillon par rapport à la pointe STM est mesurée par interférométrie différentielle [69], [70], [71].

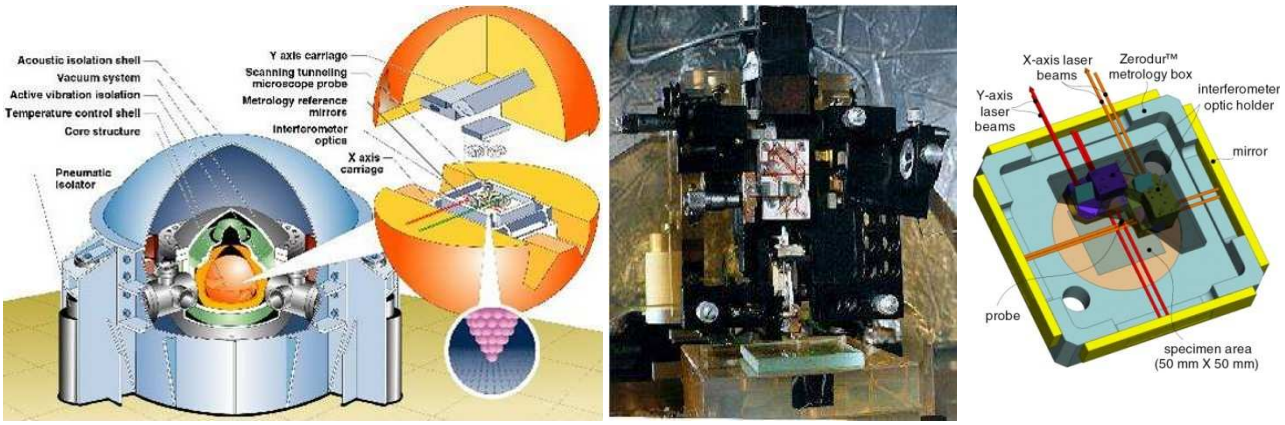


Figure A-6 : La molecular measuring machine au NIST. Schéma d'ensemble (à gauche), photo du STM dans le cœur de l'instrument (au centre) et schéma du montage interférométrique différentiel (à droite).

La molecular measuring machine est un instrument de référence dans le monde de la nanométrologie dimensionnelle. Les précisions et incertitudes atteintes sont très basses pour des courses millimétriques. L'instrument est enfermé dans un cœur de cuivre qui est cloisonné derrière de multiples enveloppes hermétiques en aluminium pour assurer un vide poussé qui permet d'améliorer la qualité des mesures interférométriques en les affranchissant des phénomènes liés à l'indice de réfraction. Par ailleurs, la chaîne métrologique de l'instrument est construite en Invar et en Zérodur afin de minimiser les effets de dilatation thermique. Un premier étage de translation permet d'assurer les courses millimétriques dans le plan horizontal. Il est complété par deux étages fins à un axe, en série, guidés par lames flexibles et actionnés par des vérins piézoélectriques. Des résolutions atomiques ont été atteintes avec la molecular measuring machine.

A.1.4. Le mAFM du NPL

L'AFM développé au NPL à la fin des années 90 est construit autour d'une tête AFM commerciale Quesant. La pointe est montée sur un tube piézoélectrique mais, pour les applications métrologiques et afin d'éviter les effets de couplage, il n'est utilisé que pour contrôler la distance pointe-surface. Il dispose d'une course de 5 µm. Le balayage de la pointe au dessus de l'échantillon est assuré par une platine piézoélectrique à lames

flexibles commerciale qui dispose d'une course de 100 µm dans les directions XY. Trois interféromètres différentiels complètent le montage pour assurer la traçabilité des mesures dimensionnelles [52], [77], [138]. L'incertitude élargie (k=2) pour une hauteur de marche de 40 nm est de l'ordre de 1.7 nm.

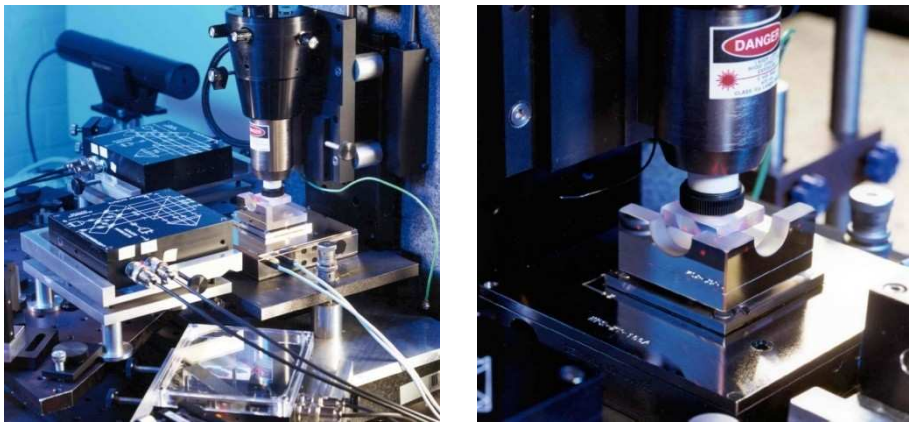


Figure A-7 : Le mAFM du NPL

Cet instrument présente la particularité d'utiliser trois interféromètres différentiels conçus au NPL [34], [139] pour mesurer la position relative de la pointe par rapport à l'échantillon. Un premier miroir avec trois faces orthogonales est collé à l'extrémité du scanner piézoélectrique et supporte la pointe AFM sur sa face inférieure. Le porte échantillon est associé à un autre miroir à trois faces orthogonales qui est posé isostatiquement sur la platine piézoélectrique de balayage. La configuration optique de ces interféromètres permet de respecter le principe d'Abbe en alignant la pointe AFM avec l'axe médian des quatre faisceaux. L'offset d'Abbe résiduel est estimé à un millimètre, provoquant une erreur d'Abbe de 10 nm sur l'ensemble de la course disponible (les rotations parasites de la platine de translation sont estimées à 10 µrad).

A.1.5. L'AFM métrologique de l'INRIM

Cet instrument a été développé en 1999 à l'INRIM[16] est construit autour d'une platine de translation qui déplace l'échantillon sous une tête fixe. Cette dernière est interchangeable et peut être de type STM ou AFM. L'échantillon est placé sur une platine de translation à lames flexibles dont les courses sont de 30 µm dans les directions XY. Une platine Z plus compacte est empilée sur celle-ci afin de contrôler la distance pointe-surface avec une meilleure bande passante. La course disponible en Z est de 18 µm. Les déplacements dans le plan horizontal sont mesurés à l'aide de deux interféromètres tandis que les déplacements verticaux de l'échantillon sont mesurés à l'aide de capteurs capacitifs [93], [96], [97]. L'incertitude élargie (k=2) associée à la mesure d'une hauteur de marche de 40 nm est de 1.2 nm.

[16] L'INRIM s'appelait alors IMGC (Istituto di Metrologia Gustavo Colonnetti).

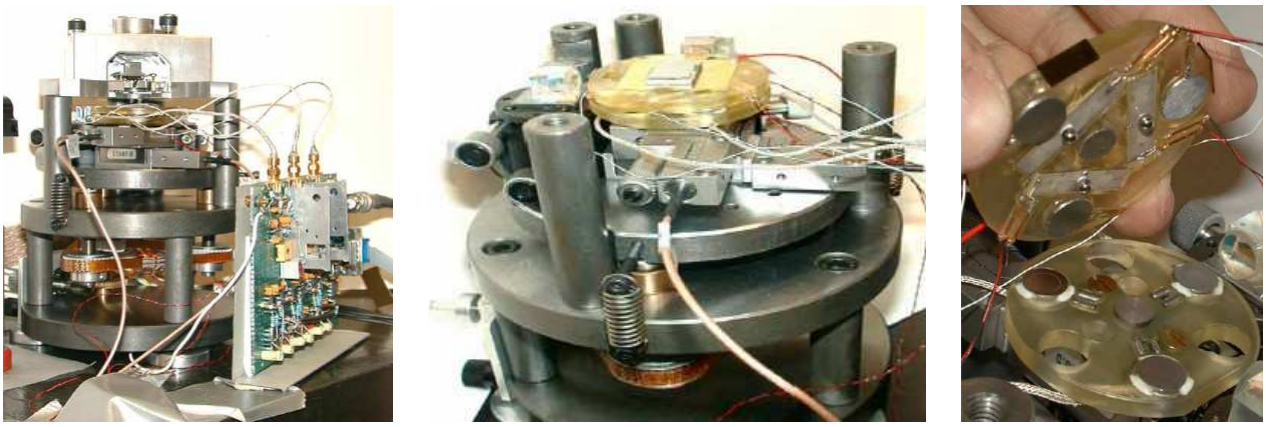


Figure A-8 : L'AFM métrologique développé à l'INRIM. A droite, la platine de translation verticale composée des trois céramiques piézo.

La particularité de cet instrument réside principalement dans son étage de translation. En effet, afin de conserver une bande passante suffisante suivant l'axe Z (de l'ordre du kilohertz [97]), une platine de translation particulière a été développée. Elle est composée de trois céramiques piézoélectriques bimorphes réparties symétriquement autour d'un capteur capacitif central et pilotées en parallèle par un signal commun. Le capteur capacitif est utilisé pour asservir en position la platine de translation mais ne permet pas d'assurer la traçabilité des mesures dimensionnelles : il est donc nécessaire de l'étalonner périodiquement.

A.1.6. Le C-AFM du NIST

Cet AFM métrologique (Calibrated Atomic Force Microscope) a été développé dans le milieu des années 90 au NIST [32], [112]. Il utilise une platine de translation piézoélectrique commerciale à lames flexibles pour déplacer l'échantillon suivant les directions XY avec des courses de 50 µm. Une seconde platine est empilée sur la première et dispose d'une course de 5 µm. Les mesures de déplacements sont assurées par des interféromètres dans les directions XY et via un capteur capacitif qui est étalonné *in situ* par interférométrie pour l'axe Z. L'incertitude élargie (k=2) associée à la mesure d'une hauteur de marche de 40 nm est de 0.82 nm.

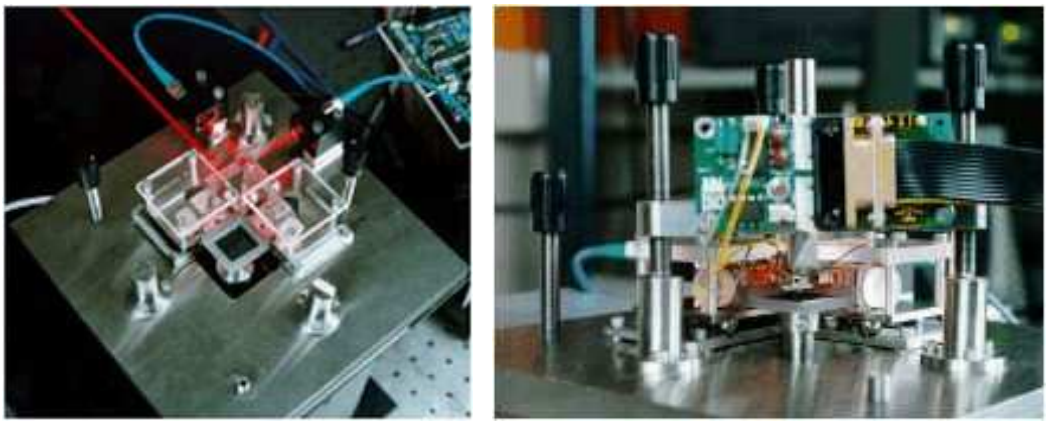


Figure A-9 : L'AFM métrologique du NIST

La principale particularité de cet AFM métrologique est d'intégrer pour la première fois un contrôleur DSP pour interpoler les signaux issus des interféromètres. L'instrument est conçu majoritairement dans des matériaux à faibles coefficients de dilatation thermique (Invar et Zérodur) et, afin de minimiser les sources de chaleurs, la tête AFM ne mesure pas les oscillations du levier par une mesure optique classique mais par des mesures résistives. Les leviers utilisés contiennent une jauge de contrainte qui permet d'en mesurer la flexion.

A.1.7. Le mAFM du METAS

Cet AFM métrologique a été développé en Suisse, au METAS, dans le milieu des années 90 [85], [90]. Il est construit autour d'une tête AFM commerciale (Veeco, Dimension 3500) dont la pointe est montée à l'extrémité d'un tube piézoélectrique. Les courses disponibles sont de 70 µm suivant les axes X et Y et 7 µm suivant l'axe Z. Des capteurs capacitifs mesurent les déplacements de la pointe. Une platine de translation à lames flexibles spécifique permet de déplacer l'échantillon suivant un axe et sur une course de 380 µm. Ces translations sont mesurées à l'aide d'un interféromètre différentiel développé par le NPL [34].

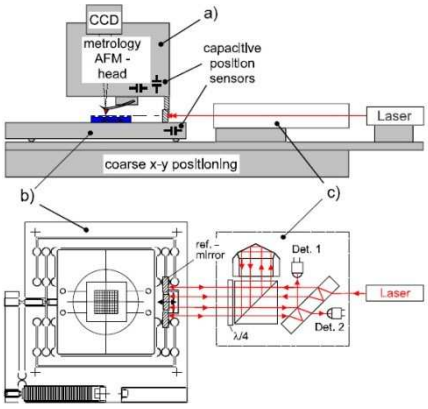


Figure A-10 : L'AFM métrologique du METAS

Cet AFM métrologique permet de réaliser des mesures dimensionnelles traçables uniquement suivant l'axe (X) associé à la translation de 380 µm. Dans les autres directions (Y et Z) un étalonnage est nécessaire. Il est réalisé à l'aide de réseaux étalons pour l'axe X et de marches étalons pour l'axe Z.

Au moment où nous écrivons ces lignes, le METAS développe un nouvel AFM métrologique à six degrés de liberté, avec des courses de 800 µm x 800 µm x 200 µm suivant les directions XYZ respectivement et contrôlé par trois interféromètres différentiels.

A.1.8. L'AFM métrologique du NMIJ

Le Japon a développé dans la fin des années 90 un AFM métrologique temps-réel. La traçabilité des mesures dimensionnelles est assurée par trois interféromètres spécifiques qui mesurent les déplacements de l'échantillon suivant trois directions orthogonales. Les

déplacements de l'échantillon sont réalisés par une platine de translation piézoélectrique commerciale (Physik Instrumente P-730) dont les courses sont de 100 µm dans les directions XY et, pour la translation verticale, un tube piézo disposant d'une course de 12 µm [43], [44], [88], [89].

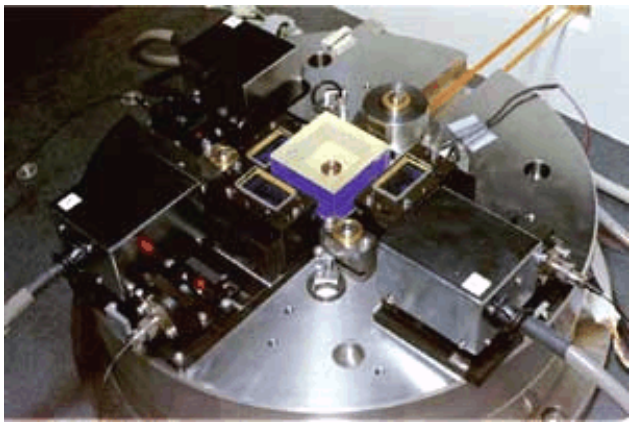


Figure A-11 : L'AFM métrologique du NMIJ

A.1.9. L'AFM métrologique du NIM

Le laboratoire national de métrologie Chinois, le NIM utilise un instrument basé en partie sur un microscope à force atomique de type VERITEKT-3 avec un système interférométrique tridimensionnel afin de réaliser les étalonnages nécessaires. Le volume de travail est de 70 x 15 x 8 µm3 respectivement sur les axes XYZ.

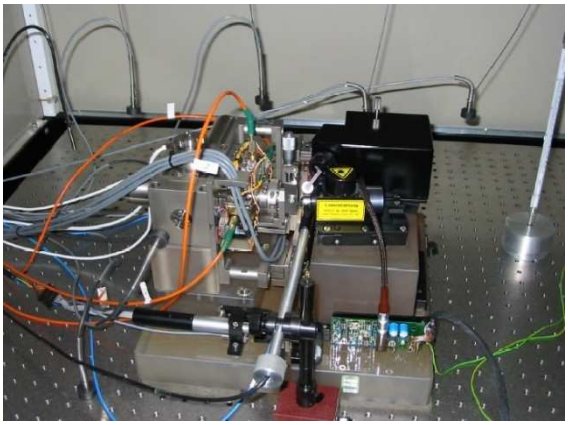


Figure A-12 : L'AFM métrologique du NIM (Chine)

L'incertitude de mesure étendue (k=2) associée à une hauteur de marche de 20 nm est pour cet instrument de 3.6 nm.

A.1.10. L'AFM métrologique du CMS

Le CMS en Corée possède un AFM commercial (Dimension 3100M) dont le volume de balayage est de 70 x 70 µm² en XY et 6 µm en Z. La mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon se fait à l'aide de capteurs capacitifs qui sont étalonnés par des

marches et de réseaux étalons certifiés par le NIST. L'incertitude étendue (k=2) associée à la mesure d'une hauteur de marche de 20 nm est de 1.8 nm. [25]

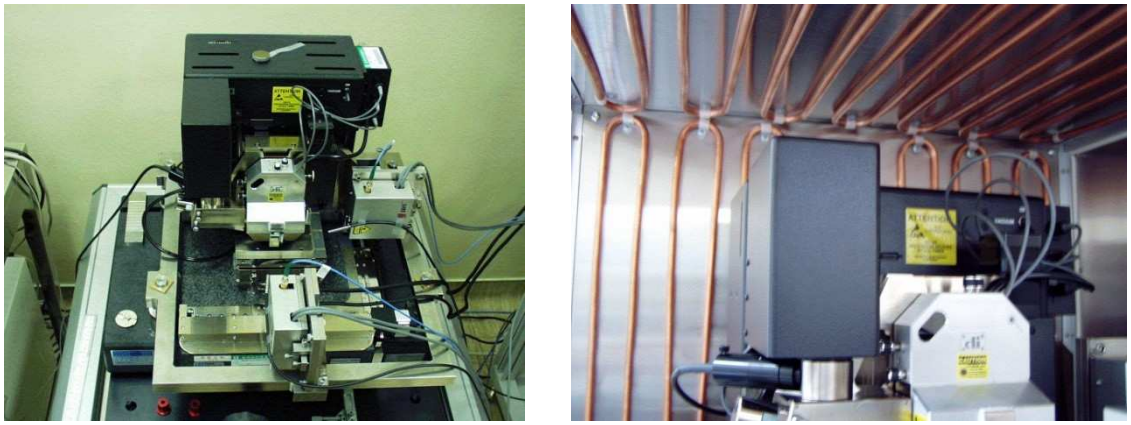


Figure A-13 : L'AFM métrologique du CMS (à gauche) et son caisson actif de régulation de la température (à droite).

Le CMS a par la suite modifié cet AFM de façon à optimiser sa chaîne métrologique et ses performances, notamment par le remplacement du capteur capacitif de l'axe Z par un interféromètre. Le volume de mesure est passé à 100 x 100 x 10 µm3 en utilisant une platine PI spécialement réalisée pour l'application. L'incertitude de mesure étendue associée à une hauteur de marche de 292 nm est alors de 2.5 nm (contre 4.4 nm pour la précédente version). La particularité de cet AFM réside dans les mesures prises pour réduire l'impact des variations de température sur la mesure : la chaîne métrologique a été réalisée en invar et un caisson actif permet de réguler la température à quelques dixièmes de degré, ce qui est plutôt un bon résultat compte tenu des sources de chaleurs présentes dans le caisson et de l'utilisation d'un AFM commercial qui n'a pas été conçu dans ce sens.

A.1.11. Le mAFM du VSL

Le microscope à force atomique métrologique construit par le VSL en Hollande est basé sur l'utilisation d'une tête commerciale et une platine de translation piézoélectrique à trois axes (Physik Instrumente P-517.3) qui permet de déplacer l'échantillon sous la pointe sur des courses de 100 µm suivant les axes XY et 10 µm suivant l'axe Z [66]. L'incertitude recherchée sur la mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon est d'un nanomètre.

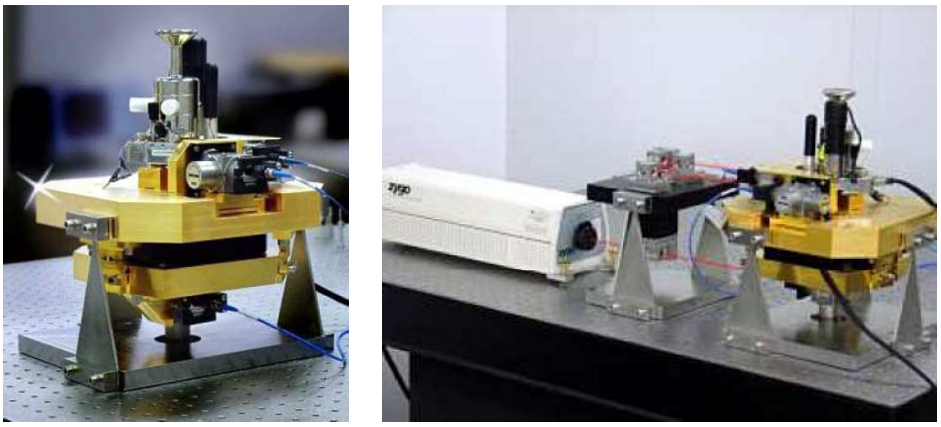


Figure A-14 : L'AFM métrologique du VSL

La particularité de cet AFM métrologique est d'utiliser 3 interféromètres à quatre passages pour mesurer les déplacements de l'échantillon. L'axe de mesure est ainsi défini par le centre de gravité des quatre spots sur le miroir plan. Dans le but de minimiser les erreurs d'Abbe, l'alignement des interféromètres avec la pointe doit être de l'ordre de 100 µm. Le bilan d'incertitude de l'instrument a été défini par une approche de type Monte-Carlo [113].

Cet AFM est en cours de remplacement par un nouvel instrument développé par le l'Université Technologique d'Eindhoven.

A.1.12. L'AFM métrologique du DFM

L'instrument utilisé par le DFM est le même que celui du CMS : un Dimension 3100 avec une tête métrologique comportant des capteurs capacitifs. Les courses disponibles (au niveau de la tête AFM – l'échantillon est immobile) sont de 70 µm dans les directions XY et 6 µm suivant l'axe Z. Il n'y a pas de mesures traçables directement. L'étalonnage est assuré par des étalons certifiés par la PTB. Cet instrument est une belle illustration d'un laboratoire national de métrologie qui met en place une politique de services d'étalonnages liés à l'AFM en se dotant rapidement d'une instrumentation adaptée aux besoins industriels. Dans leur cas, l'incertitude étendue (k=2) associée à la mesure d'une hauteur de marche de 20 nm est de 0.94 nm.

A.2. Les nouveaux développements d'AFM métrologiques

A.2.1. L'AFM métrologique du NPL-PTB pour l'étude des interactions pointe-surface

Cet AFM métrologique a été développé conjointement par le NPL et la PTB en 2006 dans le but de réduire les incertitudes de mesures associées aux mesures AFM et, plus particulièrement, de comprendre les interactions pointe-surface sur des problématiques de métrologie dimensionnelle [138]. L'objectif est ici d'évaluer par l'expérimentation la

contribution de l'interaction entre la pointe et l'échantillon dans le bilan d'incertitude. C'est un objectif ambitieux qui permettrait de quantifier et d'introduire pour la première fois ces effets dans un bilan d'incertitude. Cet AFM est construit autour d'un interféromètre différentiel qui permet de mesurer les déplacements verticaux de la pointe et une double détection optique permet de mesurer les oscillations de la pointe [137]. La comparaison de ces deux mesures devrait permettre de mieux appréhender les composantes d'incertitudes liées au système de détection des flexions du levier et des interactions pointe-surface. La pointe AFM est montée sur un tube piézoélectrique dont les courses disponibles sont de 11 µm suivant la direction Z et de 38 µm dans le plan XY. L'échantillon, fixe, est monté sur une platine de translation manuelle afin de réaliser les déplacements d'exploration.

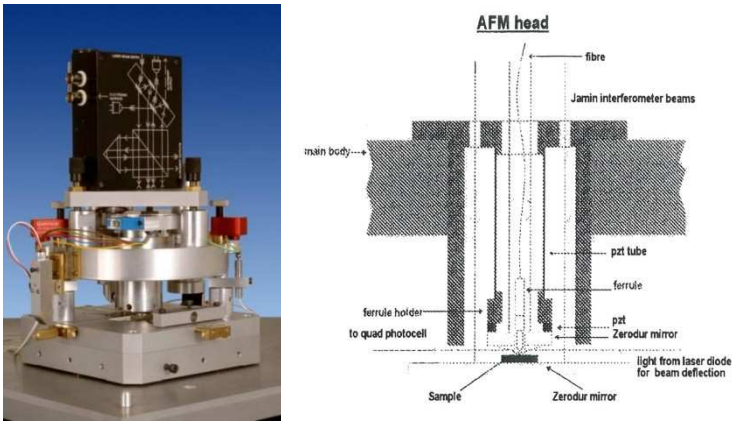


Figure A-15 : L'AFM métrologique pour l'étude des interactions pointe-surface du NPL.

Cet AFM métrologique diffère de ceux présentés ici car il a été conçu dans le but très spécifique d'étudier les interactions pointe-surface. Aussi, seuls les déplacements verticaux sont mesurés à l'aide d'un interféromètre différentiel qui respecte le principe d'Abbe. La mesure différentielle permet par ailleurs de réduire la longueur de la chaîne métrologique et la réduction du bras mort réduit la sensibilité de la mesure optique aux effets climatiques. Cet instrument présente une configuration optique particulièrement originale. En effet, deux systèmes de détection optique mesurent en parallèle les oscillations de la pointe AFM. Une mesure par interférométrie fibrée permet d'asservir la pointe sur la surface de l'échantillon tandis qu'un système classique de levier optique permet de remonter aux mouvements de flexion et de torsion du levier [137].

A.2.2. L'AFM du MIT

Le Precision Motion Control Lab du MIT a mis au point en 2009 un prototype d'AFM particulièrement innovant. Il s'agit d'une tête AFM à trois degrés de liberté : la pointe est montée à l'extrémité d'un tube piézoélectrique commercial (Physik Instrumente PT-130.24) qui permet de balayer la surface d'un échantillon. Les courses disponibles sont de 20 µm dans le plan XY et 30 nm seulement dans la direction verticale, ou 10µm suivant XY et 1 µm suivant Z. La pointe AFM est collée sur un diapason qui oscille à sa fréquence de résonnance et mesure l'amplitude de ces oscillations [84]. Les mesures dimensionnelles ne

sont pas traçables puisque les capteurs de positions utilisés sont des capteurs capacitifs. Il n'y a pas non plus de bilan d'incertitude associé à cet AFM.

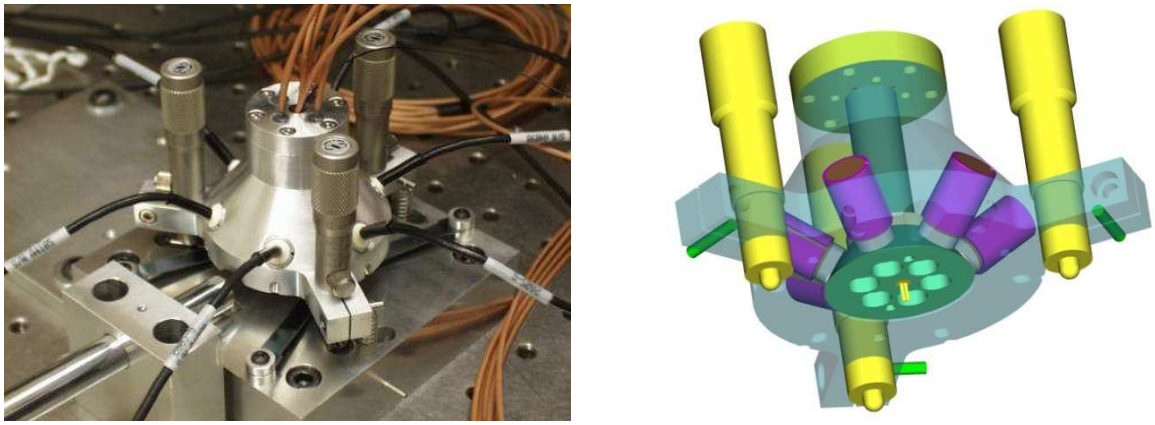


Figure A-16 : L'AFM développé au MIT. A gauche, l'AFM monté sur son socle. A droite, le modèle CAO de la tête AFM avec les six capteurs capacitifs (en violet) répartis autour de la pointe AFM et de la demi-sphère.

La principale particularité de cet instrument est sa géométrie. En effet, la pointe AFM est montée au centre d'une demi-sphère située à l'extrémité du tube piézo. Autour de ce dispositif, six capteurs capacitifs sont disposés afin de mesurer la position de la sphère – et donc de la pointe AFM – dans les trois directions de l'espace. Un algorithme a été développé afin de compenser la non-linéarité de la réponse du capteur capacitif lorsque celui-ci vise une cible sphérique. Sur les six capteurs capacitifs embarqués, seulement trois sont utilisés durant le balayage de la pointe pour mesurer les trois translations. Les trois autres permettent d'aligner les capteurs et apportent de la redondance aux mesures. Cette disposition particulière permet de réduire les erreurs d'Abbe et minimise la chaîne métrologique.

A.2.3. Le mAFM du CNRC

Le Canada a récemment démarré la conception d'un AFM métrologique. Ce dernier, actuellement en cours d'assemblage, est construit autour d'une tête AFM réalisée en Invar et qui permet de contrôler la distance pointe-surface. La course disponible en Z est de 12 µm. La pointe est montée sur un diapason ce qui permet de ne pas utiliser de détection optique pour mesurer les oscillations du levier. L'échantillon est placé sur une platine de translation à lames flexibles dont les courses disponibles sont de 100 µm dans les directions XY. Une chaîne métrologique en Zérodur soutient trois interféromètres commerciaux pour mesurer les déplacements de la pointe par rapport l'échantillon. L'incertitude recherchée sur la mesure de position de la pointe par rapport à l'échantillon est de 2 nm (k=2) [37].

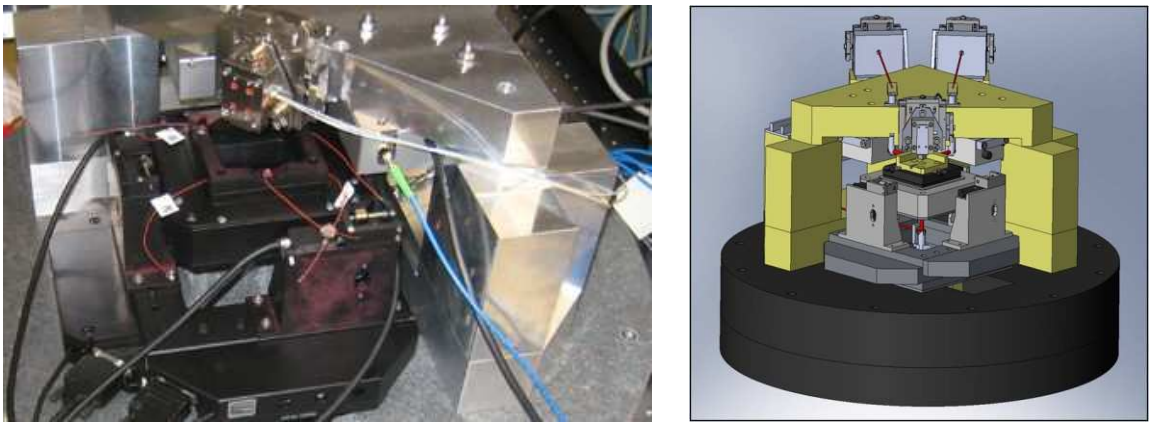


Figure A-17 : L'AFM métrologique du CNRC

La particularité de cet instrument est de proposer des mesures dimensionnelles traçables sur un grand volume[17]. En effet, le montage des platines de translations piézoélectriques (Physik Instrumente P-734) sur les platines d'exploration (Steinmeyer KTD180 et Physik Instrumente M111.1DG) permet de déplacer l'échantillon sur de grandes courses (40x40x15 mm^3) – avec une faible résolution – mais sous contrôle des interféromètres. Cette configuration nécessite par ailleurs de contrôler la position du porte-échantillon suivant six degrés de liberté afin de corriger les erreurs de rotation des différents étages de translation. Les trois autocollimateurs qui sont inclus dans ce montage permettent de mesurer ces rotations et de corriger les erreurs d'Abbe correspondantes.

A.2.4. Le mAFM de l'université catholique de Louvain

L'université Catholique de Louvain développe en ce moment un AFM métrologique avec un volume de mesure de $100\,\mu m \times 100\,\mu m \times 100\,\mu m$ et une incertitude de mesure recherchée d'un nanomètre [98], [99]. Il est construit autour d'une tête AFM commerciale fixe et d'un échantillon déplacé par une platine de translation commerciale. Les déplacements sont mesurés par interférométrie.

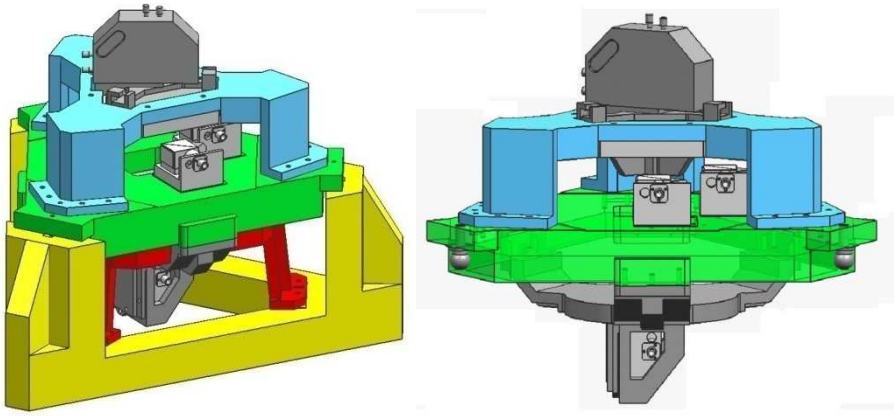


Figure A-18 : Le mAFM de l'université de Louvain

[17] Le volume de mesure total disponible est de $40\,mm \times 40\,mm \times 15\,mm$

Cet AFM métrologique présente la particularité d'être conçu dans le but de limiter la sensibilité de l'instrument aux variations de température. Ainsi, des matériaux à faible coefficient de dilatation thermique – l'Invar principalement – sont utilisés au niveau de la chaîne de mesure. Par ailleurs, les éléments qui servent à mesurer la topographie de l'échantillon sont séparés et dissociés de ceux qui servent à le déplacer[18]. Enfin, l'instrument est construit sur une base symétrique afin de limiter l'impact des effets de dilatation.

A.2.5. Le mAFM de l'université d'Eindhoven

L'université d'Eindhoven développe actuellement un AFM métrologique pour le compte du laboratoire national de métrologie Hollandais (le VSL). La tête AFM est fixe et l'échantillon est mobile sur des courses d'un millimètre suivant les trois axes. Il est actionné par trois moteurs magnétiques guidés par une structure parallèle à lames flexibles. Les déplacements sont mesurés par trois interféromètres différentiels qui sont logés sous les actionneurs [132]. Actuellement, aucun bilan d'incertitude n'est proposé pour cet instrument.

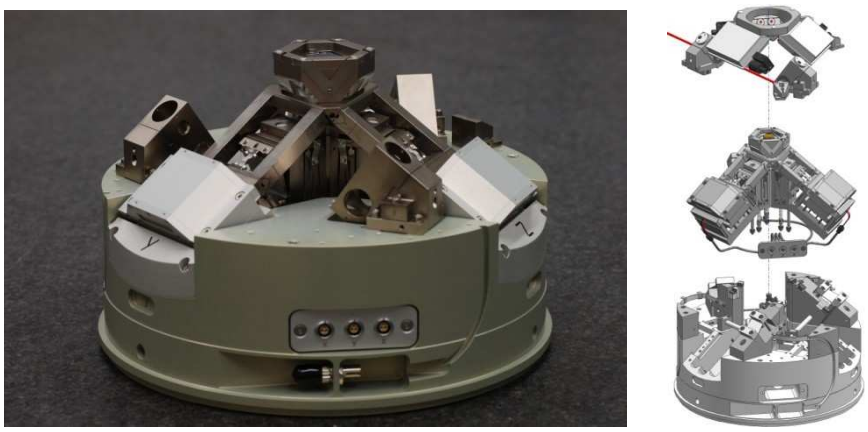


Figure A-19 : Le long-stroke metrological SPM de l'université d'Eindhoven

Cet instrument est tout à fait remarquable car il est à la fois très compacte et a pour vocation d'être commercialisé. Sa conception est, dans l'idée, assez proche de celle que nous proposons dans les chapitres suivant. L'étage de translation est composé de trois chaînes en parallèles, orthogonales et réparties symétriquement autour de l'axe vertical central. Pour limiter les efforts de commande et les échauffements des moteurs magnétiques, une compensation de poids et de rigidité est mise en œuvre [130], [131].

A.2.6. Le mAFM du MIKES

Le MIKES développe un AFM métrologique construit autour d'une tête AFM commerciale (Park Instrument Xe-100) qui déplace la pointe sur 12 µm dans la direction verticale et une platine piézoélectrique à lames flexibles qui déplace l'échantillon sur des courses de 110

[18] Voir dans le chapitre suivant les notions de chaîne métrologique et chaîne structurelle.

µm dans les directions XY. Les déplacements sont mesurés à l'aide d'interféromètres hétérodynes double passage. Cet AFM a été conçu de façon à minimiser les sources d'erreurs, notamment la sensibilité des mesures optiques à l'indice de réfraction, les problèmes de stabilité thermique et les erreurs d'Abbe [67], [68].

Figure A-20 : L'AFM métrologique du MIKES

A.2.7. Le C-AFM du KAIST

A partir des années 2005, le KAIST a développé un AFM métrologique basé sur l'utilisation d'une tête AFM commerciale (PSIA Xe-100), une platine de translation à lames flexibles et un système interférométrique Zygo [64], [79]. Seuls les déplacements de l'échantillon dans les directions XY sont mesurés à l'aide des interféromètres. Dans la direction verticale, la pointe est asservie sur l'information de position renvoyée par le capteur capacitif embarqué sur la tête AFM. Par conséquent, cet AFM doit être étalonné suivant la direction verticale à l'aide de marches de références. Les courses disponibles sont de 100 µm dans les directions XY et 12 µm suivant l'axe Z. Les incertitudes recherchées sont inférieures au nanomètre.

La particularité de cet instrument est d'avoir identifié l'erreur d'Abbe comme étant une source majeure du bilan d'incertitude et d'avoir développé une platine de balayage à lames flexibles dans le but de minimiser son impact dans le bilan d'incertitude [63].

A.2.8. Le mAFM de l'université de Nagoaka

Au début des années 2000, cette université du Japon a développé un AFM métrologique particulièrement innovant et différents des approches adoptées dans les laboratoires nationaux de métrologie. L'étendue des courses disponibles est de l'ordre du millimètre [104]. La traçabilité des mesures est obtenue à l'aide d'un réseau cristallin et d'une mesure interférométrique [24].

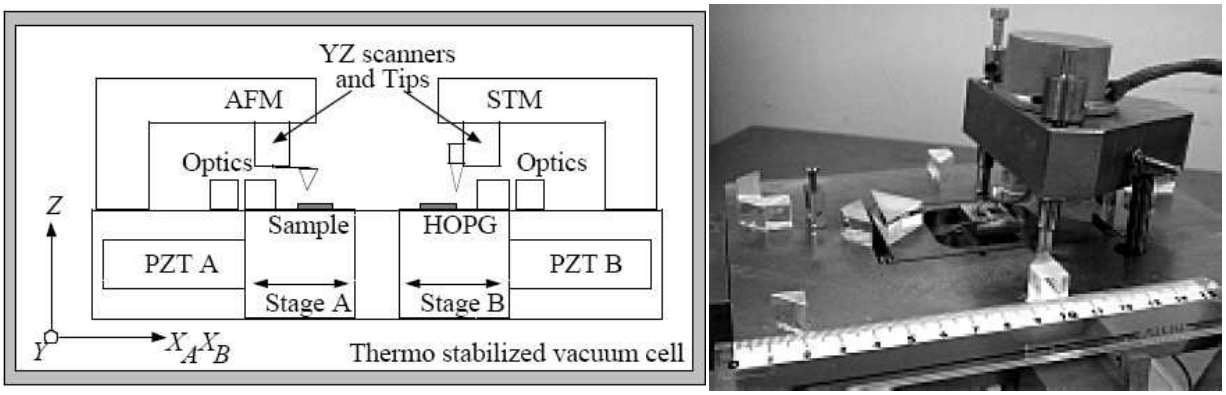


Figure A-21 : L'AFM métrologique de l'université technologique de Nagaoka

Cet instrument est composé à la fois d'un AFM et d'un STM. Pendant que l'AFM parcourt la surface de l'échantillon à imager, le STM image un réseau cristallin de référence dont la période est de 0.2 nm. Des interféromètres différentiels mesurent le déplacement relatif de l'échantillon mesuré par rapport au réseau cristallin. Le signal renvoyé par le STM permet alors d'interpoler de façon plus précise les signaux renvoyés par les interféromètres différentiels en réduisant les effets de non-linéarités inhérents à l'interpolation.

A.2.9. Le mAM de l'ISI-ASCR

La république Tchèque a initié le développement d'un AFM métrologique depuis deux ans environ. A l'institute of Scientific Instruments – Academy of Sciences of the Czech Republic (ISI-ASCR) et en collaboration avec le laboratoire national de métrologie (CMI) l'équipe de nanométrologie développe actuellement un système de guidage en translation à lames flexibles contrôlé par six interféromètres [76].

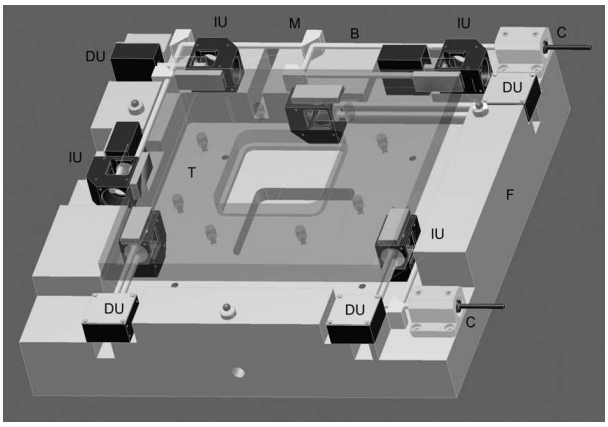


Figure A-22 : Développement d'un AFM métrologique contrôlé par interférométrie au CMI en République Tchèque.

ANNEXE B : CONCEPTION DES ELEMENTS DE GUIDAGE

8.4. B.1. Le guidage en translation XY – la platine à pantographes

Cet étage de translation a pour objectif d'imposer à sa partie mobile un mouvement plan qui résulte de la combinaison de deux translations rectilignes horizontales et orthogonales. Ces deux translations correspondent à des degrés de libertés tandis que tous les autres degrés de liberté – les trois rotations principalement mais aussi, dans une moindre mesure, la translation verticale – sont considérés comme des défauts de guidage.

Il est donc nécessaire de mettre au point un type et un agencement particulier de liaisons cinématiques de façon à ce que les raideurs (k_i) associées aux directions dans lesquelles le mouvement est souhaitable soient faibles devant celles associées aux degrés contraints. La première partie de cette étude portera sur la définition d'une matrice de raideur K pour la platine de guidage en translation XY et définie par :

Équation B-1 :
$$K = \{K_i\} = \begin{pmatrix} K_{T_X} & K_{R_X} \\ K_{T_Y} & K_{R_Y} \\ K_{T_Z} & K_{R_Z} \end{pmatrix}$$

Les rigidités K_i sont grandes dans les directions contraintes et faibles dans les directions autorisées. Une deuxième partie traitera de la réalisation mécanique de cette platine de translation ainsi que de la caractérisation des performances de guidage et de bande passante.

B.1.1. Le pantographe

La solution que nous avons mise en œuvre est construite autour d'un pantographe (Figure 5-3). Il s'agit de l'association de deux parallélogrammes déformables qui relient la partie mobile de l'étage de translation à la masse mécanique. Le pantographe est constitué de

sept bras répartis en deux chaînes (indicées 1 et 2 sur la Figure 5-3). Chaque chaîne est elle même composée de deux bielles (ab_i et bc_i) et de trois liaisons pivots (A_i, B_i et C_i) dont les axes de rotation (suivant la direction Z) sont perpendiculaires au plan du pantographe (XY). Ces deux chaînes sont reliées entre elles au niveau des liaisons pivots par trois bielles a, b et c.

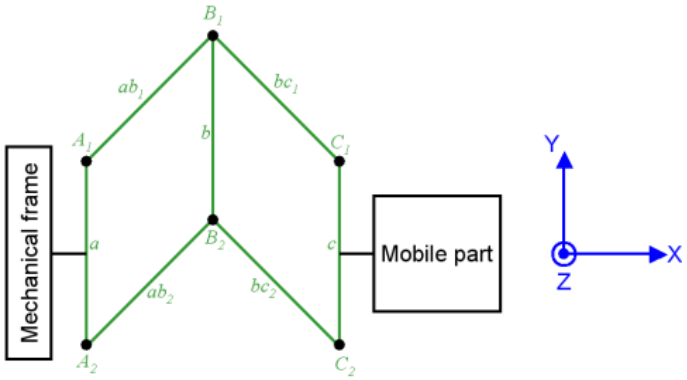


Figure B-23 : Représentation d'un pantographe reliant la masse mécanique (à gauche) à la partie mobile (à droite) : il s'agit d'un double parallélogramme dont les sept bras (en vert) sont articulés à chaque extrémité par des pivots (disques noirs).

Dans les prochains paragraphes, les approximations et hypothèses suivantes sont faites de façon à considérer un système idéal qui met en avant le fonctionnement de cet agencement particulier de liaisons cinématiques :

- Les liaisons cinématiques élémentaires sont des pivots parfaits : ils ne possèdent qu'un seul degré de liberté (la rotation autour de l'axe Z, notée R_Z) et possèdent des rigidités infinies dans les autres directions. Ils sont représentés dans les figures qui suivent par des cercles noirs.
- Les bielles reliant deux pivots sont supposées être des poutres de section rectangulaire dans le plan XY (et d'épaisseur nulle). De plus, on suppose qu'elles ont une rigidité infinie : elles sont indéformables dans toutes les directions.

B.1.2. Degrés de liberté du pantographe

Les translations dans le plan XY

Chaque pivot autorise une rotation du bras ab_i et bc_i ($i = \{1; 2\}$) auquel il est rattaché. Par ailleurs, les bielles verticales a, b et c relient les deux groupes de bielles ab_i et bc_i ($i = \{1; 2\}$). Par conséquent, chaque couple de pivot ($A_1; A_2$) et ($B_1; B_2$) autorise un mouvement de rotation des couples de bras ($ab_1; ab_2$) et ($bc_1; bc_2$) respectivement. Cet arrangement de bielles et de pivots permet de produire un déplacement dans le plan XY par combinaison de deux translations élémentaires (dX et dY) représentées sur la Figure B-24 (a-1 et a-2). Par conséquent, les rigidités du pantographe associées aux translations T_X et T_Y sont très faibles et notées respectivement : k_X et k_Y dans la suite.

La translation Z

La translation hors plan (suivant l'axe Z) de la partie mobile est un degré de liberté contraint car la liaison pivot qui relie chaque bielle n'a qu'un seul degré de liberté : elle n'autorise que la rotation autour de l'axe Z (R_Z) et ne permet pas les mouvements de rotation R_X ou R_Y. Par ailleurs, les bielles étant supposées indéformables, elles ne peuvent pas produire de flexion hors plan (voir la Figure 5-3 b-1 et b-2). Par conséquent, la rigidité du pantographe associée à la translation T_Z est très grande et notée K_Z dans la suite.

La rotation de type lacet Rz

Si on considère les translations dans le plan XY, une rotation de type lacet du pantographe correspond à une rotation de la partie mobile autour de l'axe Z (voir la Figure 5-3-c). Pour parvenir à cette situation, il est nécessaire que chaque pivot de chaque couple $(A_1; A_2)$ et $(B_1; B_2)$ réalise une rotation différente. Dans ce cas, les bielles ab_i et bc_i de chaque chaîne sont déformées par compression ou allongement et n'ont plus toutes la même longueur. Alors le parallélisme des bielles a, b et c reliant les deux chaînes n'est plus assuré et le pantographe subit une rotation de type lacet. Cependant, compte tenu des hypothèses faites, les bielles des pantographes sont indéformables. Par conséquent la rotation de type lacet d'un pantographe correspond à un degré contraint. La rigidité du pantographe associée à la rotation R_Z est donc très grande et notée K_{θ_Z} dans la suite.

Les rotations de type roulis et tangage Rx et RY

Considérant un déplacement de la partie mobile selon l'axe X, on définit alors le roulis comme la rotation autour de l'axe X. Une telle rotation au niveau de la partie mobile se propagerait dans les bras du pantographe bc_1 et bc_2 par une torsion et un allongement du bras central b. Ces déformations ne sont pas autorisées compte tenu des hypothèses qui ont été faites sur les bielles. Par conséquent, la rigidité du pantographe associée à la rotation R_X est très grande et notée K_{θ_X} dans la suite.

Enfin, si on considère une rotation de type tangage de la partie mobile, c'est-à-dire une rotation autour de l'axe Y, alors cette dernière conduirait au niveau des bras bc_1 et bc_2 à un allongement et, au niveau du bras central b à une flexion et une torsion. Ces déformations ne sont pas autorisées compte tenu des hypothèses qui ont été faites sur les bielles. Par conséquent, la rigidité du pantographe associée à la rotation R_Y est très grande et notée K_{θ_Y} dans la suite.

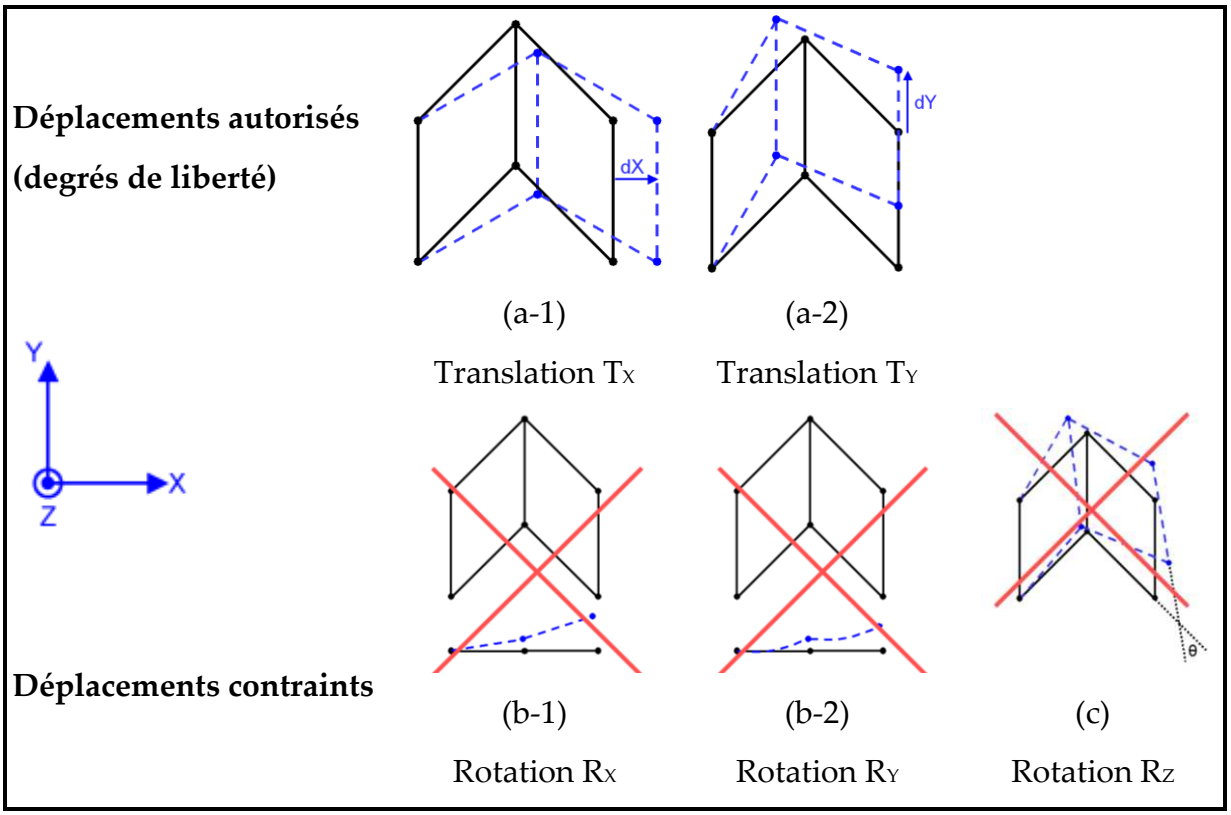


Figure B-24 : Degrés de liberté d'un pantographe. Les translations suivant les directions X (a-1) et Y (a-2) correspondent à des degrés de liberté autorisés par la rotation des bras du pantographe autour des pivots. Les rotations Rx et Ry, correspondant à une rotation des pivots suivant l'axe transverse (b-1) ou à une flexion hors plan des pantographes (b-2), sont des degrés de liberté contraints (vue de dessus et vue de profil d'un pantographe). Enfin, la rotation de type lacet (c) correspond à un degré contraint du fait de l'indéformabilité des bielles.

B.1.3. Conclusions et intérêt du guidage surabondant

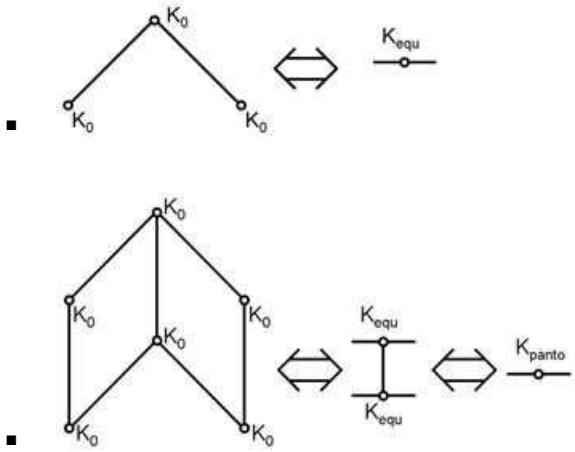
De cette façon, l'arrangement particulier de bielles et de liaisons pivots qui forment un pantographe peut être représenté par la matrice de raideur suivante :

Équation B-2 :

$$K_{panto} = \begin{pmatrix} k_X & K_{\theta_X} \\ k_Y & K_{\theta_Y} \\ K_Z & K_{\theta_Z} \end{pmatrix}$$

Où les rigidités k_X et k_Y qui correspondent aux translations T_X et T_Y sont faibles devant les rigidités K_Z, K_{θ_X}, K_{θ_Y}et K_{θ_Z}qui correspondent aux degrés contraints. Le pantographe est donc équivalent à une liaison cinématique qui possède deux degrés de libertés : les translations T_X et T_Y.

Si on considère que tous les pivots sont identiques, alors ils sont tous caractérisés par une même matrice de raideur K_0. L'utilisation d'une structure parallèle rend sa modélisation difficile et nous ne pouvons ici donner une expression précise de la valeur des rigidités du pantographe dans les différentes directions en fonction des rigidités des pivots qui le composent. Cependant, en première approximation, on peut simplifier la matrice de rigidité d'un pantographe par les approximations suivantes représentée sur la Figure B-25 :



- $K_{equ} = \frac{K_0}{3}$ Équation B-3
- $K_{panto} = \frac{2K_0}{3}$ Équation B-4

Figure B-25 : Liaison cinématique équivalente au pantographe

On en déduit que les rigidités d'un pantographe avec six pivots sont équivalentes aux deux tiers de celles des pivots qui le composent.

Finalement, un unique pantographe permet non seulement d'obtenir les degrés de liberté désirés au niveau de la partie mobile mais aussi de contraindre tous les autres mouvements. Cette solution constituée d'un seul pantographe au bout duquel la partie mobile serait rattachée offre ainsi l'avantage d'être simple à mettre en œuvre, et réduit les coûts d'usinage.

Cependant, il est plus intéressant pour notre application de choisir une configuration hyperstatique, par le biais d'un guidage surabondant à l'aide de plusieurs pantographes. En effet, en plaçant plus d'un pantographe entre la partie mobile et la masse mécanique de la platine de guidage, on met en parallèle les rigidités transverses de chaque pantographe et on augmente ainsi la rigidité globale de la platine de guidage. Par ailleurs, les efforts exercés au niveau de la partie mobile – correspondant seulement au poids des éléments mobiles dans notre application – sont répartis entre chacune des chaînes cinématiques – les pantographes – qui relient la partie mobile à la masse mécanique. Au final le modèle hyperstatique permet de produire un guidage en translation qui résulte du moyennage des défauts de guidages obtenus pour chaque pantographe. Il permet de réduire l'impact des défauts d'usinage sur les pantographes et produit *in fine* un meilleur guidage que le modèle précédent constitué d'un seul pantographe.

Dans la mesure où ce montage hyperstatique (ici de degré 12) met en œuvre plus d'une liaison cinématique pour contraindre un degré de liberté, alors il existe un risque pour que celles-ci ne soient pas toutes compatibles entre elles. Dans ce cas, la configuration hyperstatique présente des courses réduites, pouvant aller jusqu'au blocage dans le cas où les contraintes sont supérieures aux limites élastiques des liaisons.

La surabondance des liaisons cinématiques du modèle hyperstatique permet ainsi d'obtenir de meilleures performances en termes de guidage. Cependant, elle nécessite de prendre des précautions lors de la réalisation afin, par exemple, de limiter les défauts de

parallélisme entre les différents pivots lors de la fabrication et par rapport à la configuration idéale présentée jusque ici.

La configuration que nous avons choisie pour la platine à pantographes (illustrée sur la Figure B-26) met ainsi en œuvre un guidage surabondant à quatre pantographes disposés de façon symétrique entre la partie mobile située au centre et la masse mécanique.

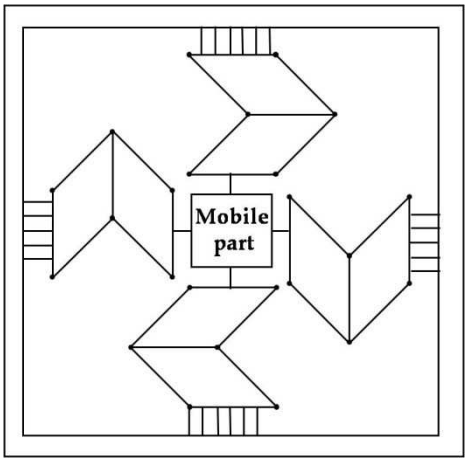


Figure B-26 : La platine à pantographes composée des quatre pantographes et qui relient la partie mobile à la masse mécanique.

La configuration symétrique est compatible avec le reste de l'instrument. Elle permet de répartir les efforts de poids de la partie mobile entre les quatre pantographes et d'être insensible aux distributions symétriques de gradients de température atour de la platine à pantographes. Il a été montré dans les chapitres précédents que des précautions ont été prises sur l'AFM métrologique afin de limiter l'amplitude des variations de température et pour l'homogénéiser autour de l'instrument. L'état thermique de la platine de translation est donc à la fois stable, assez isotrope et répétable.

Par rapport à la configuration présentée dans la Figure 5-3, la matrice de raideur équivalente de la platine à pantographes K_{PBFS} est quatre fois supérieure à celle d'un pantographe :

Équation B-5 : $$K_{PBFS} = 4 \times K_{Panto}$$

8.5. B.2. Le guidage en translation Z – la platine Z

Cette platine de guidage en translation a pour objectif de réaliser l'asservissement de la pointe sur la topologie de la surface de l'échantillon imagé ; il est donc nécessaire qu'elle ait une bande passante largement supérieure à celle du guidage en translation dans le plan XY de façon à obtenir une fréquence de travail de l'ordre de 2 kHz. Par ailleurs, l'objectif étant d'imposer à la partie mobile un mouvement rectiligne vertical, tous les autres degrés de liberté sont considérés comme des défauts de guidage. Sa matrice de raideurs $[K]$ doit donc posséder des rigidités k_i grandes dans les directions contraintes correspondant aux

translations T_X et T_Y et aux rotations R_X, R_Y et R_Z, et une rigidité faible dans la direction correspondant à la translation T_Z.

B.2.1. Disposition des liaisons cinématiques et degrés de liberté

Dans les prochains paragraphes, les hypothèses et approximations suivantes sont faites sur les liaisons cinématiques afin de mettre en avant le fonctionnement du guidage en translation imaginé :

- Les liaisons cinématiques élémentaires sont des pivots supposés parfaits : ils ne possèdent qu'un seul degré de liberté (la rotation autour de l'axe Y, notée R_Y) et possèdent des rigidités infinies dans les autres directions. Ils sont représentés dans les figures qui suivent par des disques noirs.
- Les bielles qui relient les pivots sont supposées être des poutres de section rectangulaire. On suppose aussi qu'elles sont strictement indéformables.

Introduction du modèle hyperstatique

Considérons le système de guidage présenté sur la Figure B-27 qui met en œuvre un arrangement simple composé de deux bielles avec une rotule à chaque extrémité et qui relient la masse mécanique à une plate-forme mobile. Sous l'effet d'une force orientée suivant l'axe Z et agissant sur la partie mobile, les deux bielles se déforment de façon quasi identique et produisent une translation circulaire du bloc mobile.

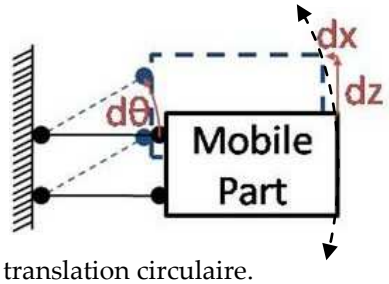


Figure B-27 : Exemple de guidage en translation circulaire.

Le mouvement de la partie mobile possède une composante verticale (dz) mais aussi une composante horizontale (dx) qui tend à rapprocher la partie mobile vers le cadre auquel sont rattachées les bielles. On peut montrer d'ailleurs [53] que les bielles subissent alors des efforts de traction – compression qui sont proportionnels à l'éloignement de la force F_Δ par rapport au milieu des bielles. Ces forces de traction – compression tendent à faire pivoter la partie mobile. Ce système de guidage possède ainsi trois degrés de liberté (T_Z, T_x et R_Y) et affiche un degré d'hyperstatisme de 1.

Dans l'application dont il est ici question, ce type de trajectoire ne rempli pas le cahier des charges qui a été défini précédemment. Aussi, une amélioration possible de cet arrangement est proposée en doublant le système de guidage : la partie mobile est maintenant guidée par quatre bielles disposées symétriquement de part et d'autre de celle-ci. Le deuxième jeu de bielles se comporte de la même façon et tend à produire un mouvement de translation circulaire dans la direction opposée au premier.

Figure B-28 : Modification du guidage en translation précédent. En symétrisant le montage, on aboutit à un guidage parallèle redondant avec quatre bielles qui permettent d'aboutir à un guidage en translation rectiligne.

Lorsque la partie mobile s'éloigne de sa position d'équilibre, il apparaît dans les bielles une force de traction qui provoque un allongement de celles-ci. De par la symétrie du système, et sous l'hypothèse que les bielles sont toutes identiques, alors les efforts de tractions créés au niveau des bielles sont identiques : elles subissent un même allongement. Les composantes transverses des déformations des bielles s'annulent mutuellement et la partie mobile suit alors un mouvement de translation rectiligne vertical. Ce système de guidage amélioré ne possède plus qu'un seul degré de liberté et a un degré d'hyperstatisme de 11 qui nécessite déjà de mettre au point un montage plus rigoureux.

Par ailleurs, les efforts de traction – compression au niveau des lames sont dépendants de la position de la partie mobile : pour un déplacement nul, c'est-à-dire lorsque les bielles sont horizontales, l'allongement est nul et les bielles ne sont pas soumises à des efforts de traction. En revanche, plus la déformation des bielles est importante, plus l'allongement et les efforts de traction – compression sont grands.

Dans la configuration qui a été choisie pour la platine Z, nous exploitons ce principe avec un degré de symétrie supplémentaire (voir la Figure 5-15). L'arrangement retenu est composé de deux étages constitués pour chacun de quatre bielles disposées en aile de moulin reliant la partie mobile à la masse mécanique. La partie mobile est constituée d'un cylindre qui met en position les deux niveaux de bielles et sur lequel l'actionneur est relié. Sur la figure ci-dessous, les bielles de l'étage inférieur sont représentées en vert et celles de l'étage supérieur en rouge.

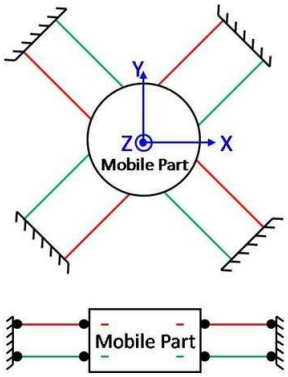


Figure B-29 : Le guidage en translation Z proposé (vue du dessus en haut et vue de profil en bas). La partie mobile est reliée à la masse mécanique par deux groupes de quatre bielles disposées de façon symétriques autour de la partie mobile.

Le modèle simplifié de la platine Z que nous proposons ici possède ainsi 16 pivots et 8 bielles répartis autour de la partie mobile et qui la relient à la masse mécanique. D'après les hypothèses qui ont été faites précédemment, le degré d'hyperstatisme du guidage en translation proposé est de 27. Cet arrangement de liaisons cinématiques définit un système de guidage surabondant avec un fort degré d'hyperstatisme : les mouvements propres de chaque ensemble de pivots et de bielles sont incompatibles entre eux si leurs positions relatives ne correspondent pas à celles de cette configuration théorique. Aussi, afin de conserver les avantages de l'hyperstatisme, une grande précaution devra être prise lors de la fabrication et de l'assemblage afin que (i) toutes les liaisons cinématiques mises en œuvres soient identiques et (ii) qu'elles soient toutes situées à leurs positions nominales.

Comme il est difficile de modéliser la matrice de raideur d'une structure parallèle en fonction des liaisons cinématiques qui la compose, nous tentons dans les paragraphes qui suivent d'expliquer qualitativement le fonctionnement de la platine de guidage afin de mettre en avant les degrés de liberté et ceux qui sont contraints.

La translation verticale

Lorsque la partie mobile s'écarte de sa position d'équilibre, les bielles pivotent et, sous l'hypothèse qu'elles sont toutes identiques et symétriquement disposées autour de la partie mobile, le mouvement de translation circulaire est compensé par un allongement identique (voir la Figure B-30 (a)) de chacune des bielles. La partie mobile suit alors une trajectoire rectiligne verticale. Si on considère des bielles de longueur $L = 10\,mm$ et une course de 10 µm de la partie mobile, la déviation maximale des bielles est de $\theta = 1\,mrad$ et l'allongement maximal ε_{max} correspondant des bielles est :

Équation B-6
$$\varepsilon_{max} = \frac{L}{\cos\theta} - L = 10 \times \left(\frac{1}{\cos 10^{-3}} - 1\right) = 5\,nm$$

Les translations T_X et T_Y

Les autres degrés de libertés sont contraints par les plus grandes rigidités dans les directions associées aux translations horizontales. En effet, un mouvement de translation dans le plan XY entraîne des efforts de traction dans les bielles ainsi que des efforts de cisaillement (voir la Figure B-30 (b)). D'après les hypothèses qui ont été posées, les bielles ont des rigidités infinies en cisaillement et par ailleurs, les huit bielles sont disposées en parallèle autour de la partie mobile. Par conséquent, leurs rigidités sont cumulées et les translations T_x et T_y correspondent donc à des degrés de liberté contraints.

La rotation R_Z

Une rotation d'axe Z de la partie mobile du système de guidage correspond à des rotations d'axe perpendiculaire de chaque pivot et/ou à des mouvements de flexion transverse – c'est-à-dire dans le plan XY – des bielles (voir la Figure B-30 (d)). Compte tenu des hypothèses formulées précédemment, ces rotations ne sont pas autorisées par les pivots et les bielles. Par conséquent, la rotation R_Z correspond à un degré de liberté contraint.

Les rotations R_X et R_Y

Au regard de la translation suivant l'axe Z, les rotations R_X et R_Y correspondent à des mouvements de roulis et de tangage de la partie mobile. Ils sont associés à un mouvement de basculement de la partie mobile avec :

- Une flexion dans des directions opposées pour chaque bielle située de part et d'autre de la partie mobile, dans le plan représenté sur la Figure B-30 (c).
- Des efforts de torsion dans les bielles situées dans le plan perpendiculaire à celui représenté sur la Figure B-30 (c).

D'après les hypothèses qui ont été faites sur les bielles, leurs rigidités en torsion sont infinies. Par conséquent le degré de liberté correspondant aux rotations de type roulis et tangage sont contraints. Dans le cas d'un mouvement de tangage ou de roulis d'un microradian de la partie mobile, l'allongement des lames flexibles est de $\delta = \frac{\Delta L}{2} \times \tan 10^{-6} = 15\ nm$ environ, où ΔL est la distance entre les deux étages de lames. On constate donc qu'on aurait tout intérêt à séparer le plus possible les deux étages de lames afin de mieux contraindre ces rotations.

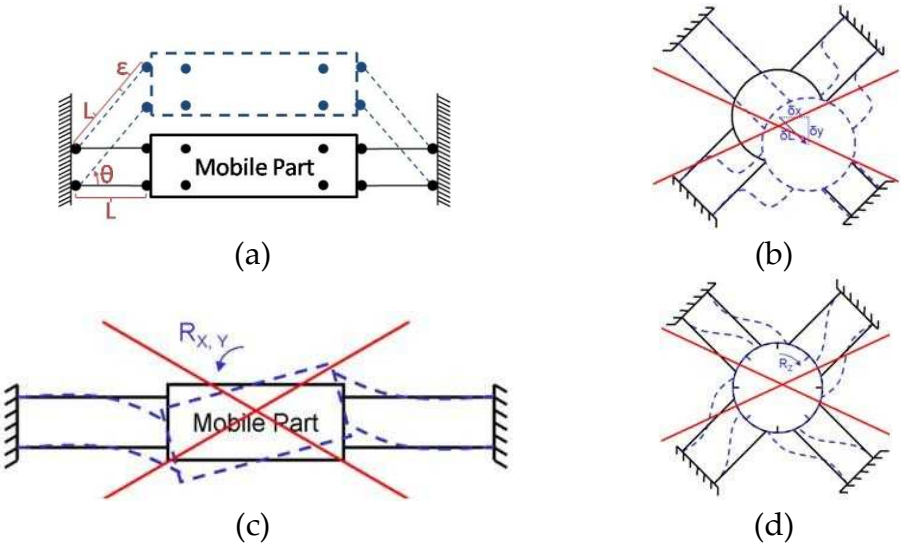


Figure B-30 : Degrés de liberté de la platine Z : la translation suivant la direction Z est un degré de liberté (a) tandis que les translations suivant les directions X et Y (b), les rotations de type lacet (d), tangage et roulis (c) correspondent à des degrés de liberté contraints.

B.2.2. Conclusion sur les degrés de liberté de la platine Z

Finalement, cet arrangement présente des améliorations notables en termes de mouvements. Par rapport à la première solution exposée à la Figure B-27, les courses disponibles suivant la direction Z sont largement inférieures [53] pour des bielles identiques mais la partie mobile décrit une translation rectiligne guidée par les huit bielles qui travaillent en parallèle. La mise en parallèle de ces liaisons cinématiques permet d'augmenter la rigidité globale et de mieux contraindre certains degrés de liberté. Si K_0 est la rigidité d'une bielle, alors la rigidité équivalente de la platine de guidage résultant de la

mise en parallèle de ces huit bielles est $K = 8K_0$. La matrice des rigidités de la platine de guidage ainsi définie peut donc être écrite sous la forme :

Équation B-7

$$K = \begin{pmatrix} K_X & K_{\theta_X} \\ K_Y & K_{\theta_Y} \\ k_Z & K_{\theta_Z} \end{pmatrix}$$

Où les rigidités K_X, K_Y, K_{θ_X}, K_{θ_Y}et K_{θ_Z} qui correspondent respectivement aux translations T_X, T_Y et aux trois rotations sont grandes devant la rigidité k_Z correspondant au seul degré de liberté de ce guidage en translation.

BIBLIOGRAPHIE

[1] Ernst Abbe. Messapparte für physiker, zeits. *Für Instrumenten-Kunde*, 10:446–448, 1890.

[2] AFNOR. *Guide Pour l'Expression de l'Incertitude de Mesure*. AFNOR, 1999.

[3] S. Alexander, L. Hellemans, O. Marti, J. Schneir, V. Elings, P.K. Hansma, M. Longmire, and J. Gurley. An atomic-resolution atomic-force microscope implemented using an optical lever. *Journal of Applied Physics*, 65:164–167, 1988.

[4] T. Ando, N. Kodera, T. Uchihashi, A. Miyagi, R. Nakakita, H. Yamashita, and K. Matada. High-speed atomic force microscopy for capturing dynamic behavior of protein molecules at work. *e-Journal of Surface Science and Nanotechnology*, 3:384–292, 2005.

[5] T. Ando, T. Uchihashi, and T. Fukuma. High-speed atomic force microscopy for nano-visualization of dynamic biomolecular process. *Progress in Surface Science*, 83:337–437, 2008.

[6] M. F. Ashby. *Materials selection in mechanical design - third edition*. Elsevier, 2005.

[7] S. Awtar. A large range xy flexure stage for nanopositioning. In *Proceedings of Fith Euspen International Conference*, 2005.

[8] Shorya Awtar. *Synthesis and Analysis of Parallel Kinematic XY Flexure Mechanisms*. PhD thesis, Massachusetts Institute of Technology, 2004.

[9] J.S. Beers and W.B. Penzes. The nist length scale interferometer. *Journal of Research of the National Institute of Standards and Technology*, 104:225, 1999.

[10] E. Betzig, J. K. Trautman, T. D. Harris, J. S. Weiner, and R. L. Kostelak. Breaking the diffraction barrier - optical microscopy on a nanometric scale. *Science*, 251(5000):1468–1470, Mar 1991.

[11] M. Bienias, S. Gao, K. Hasche, R. Seemann, and K. Thiele. A metrological scanning force microscope used for coating thickness and other topographical measurements. *Applied Physics*, 66:837– 842, 1998.

[12] G. Binnig, C.F. Quate, and Ch. Gerber. Atomic force microscopy. *Physical Review Letters*, 56:930–934, 1986.

[13] G. Binnig and H. Rohrer. Scanning tunneling microscopy - from birth to adolescence. *Reviews of Modern Physics*, 59:615–630, 1987.

[14] G. Binnig, H. Rohrer, CH. Gerber, and E. Weibel. Tunneling through a controllable vacuum gap. *Applied Physics Letter*, 40:178–200, 1982.

[15] BIPM, editor. *The International System of Units*. BIPM, 2006.

[16] J. Blaauwendraad. Piezo-driven stages for nanopositioning with extrem stability. 1997.

[17] Norman Bobroff. Residual errors in laser interferometry from air turbulence and nonlinearity. *Applied Optics*, 26:2676–2682, 1987.

[18] Norman Bobroff. Recent advances in displacement measuring interferometry. *Measurement Science and Technology*, 4:907–926, 1993.

[19] R. Breil, T. Fries, J. Garnaes, J. Haycocks, D. Hüser, J. Joergensen, W. Kautek, L. Koenders, N. Kofod, K.R. Koops, R. Korntner, B. Lindner, W. Mirandé, A. Neubauer, J. Peltonen, G.B. Picotto, M. Pisani, H. Rothe, M. Sahre, M. Stedman, and G. Wilkening. Intercomparison of scanning probe microscopes. *Precision Engineering*, 26:296–305, 2002.

[20] J.B. Bryan. International status of thermal error research. *CIRP annals*, 39:645–656, 1990.

[21] H.J. Butt, R. Guckenberger, and J.P. Rabe. Quantitative scanning tunneling microscopy and atomic force microscopy of organic material. *Ultramicroscopy*, 46:357(393, 1992.

[22] H.J. Butt and M. Jaschke. Calculation of thermal noise in atomic force microscopy. *Nanotechnology*, 6:1–7, 1995.

[23] D. Cebon and M. F. Ashby. Material selection for precision instruments. *Measurement Science and Technology*, 5:296–306, 1994.

[24] Patamaporn Chaikool, Masato Aketagawa, and Eiki Okuyama. A two-dimensional atom encoder using one lateral-dithered scanning tunneling microscope (stm) tip and a regular crystalline lattice. *Measurement Science and Technology*, 20:6, 2009.

[25] Chao-Jung Chen. *Development of a Traceable Atomic Force Microscope with Interferometer and Compensation Flexure Stage*. PhD thesis, UniversitéTechnologique d'Ilmenau, 2003.

[26] Co-Nanomet consorsium. European nanometrology discussion papers. Technical report, Co-Nanomet, 2009.

[27] Peter J. Cumpson and Jon Hedley. Accurate analytical measurements in the atomic force microscope - a microfabricated spring constant standard potentially traceable to the si. *Nanotechnology*, 14:1279–1288, 2003.

[28] G. Dai, H. Wolff, F. Pohlenz, and H.U. Danzebrink. A metrological large range afm with improved performance. *Review of Scientific Instruments*, 80:10, 2009.

[29] Gaoliang Dai, Frank Pohlenz, Hans-Ulrich Danzebrink, Min Xu, and Klaus Hasche. Metrological large range scanning probe microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 75:962–969, 2004.

[30] H.U. Danzebrink, L. Koenders, G. Wilkening, A. Yacoot, and H. Kunzmann. Advances in scanning force microscopy for dimensional metrology. *Annals of the CIRP*, 55:841–878, 2006.

[31] Jean-Marie David and Thierry Coorevits. Les limites de la correction par logiciel des erreurs de géométrie des m.m.t. définition d'une architecture nouvelle de machine. In *Actes du 6ème congrès international de métrologie*, 1993.

[32] Ronald Dixson, Raisner Köning, Vincent W. Tsai, Joseph Fu, and Theodore V. Vorburger. Dimensional metrology with the nist calibrated atomic force microscope. In *SPIE Conference on metrology inspection and process control for microlithography XIII*, 1999.

[33] N. Dorozhovets, T. Hausotte, E. Manske, G. Jäger, and N. Hoffmann. Metrological scanning probe microscope. In *Proceedings of SPIE*, 2006.

[34] M.J. Downs and J.W. Nunn. Verification of the sub-nanometric capability of an npl differential plane mirror interferometer with a capacitance probe. *Measurement Science and Technology*, 9:1437–1440, 1998.

[35] Bengt Edlén. The refractive index of air. *Metrologia*, 2:2, 1966.

[36] Chris J. Evans. *Precision engineering : An evolutionary view*. Cranfield Press, 1989.

[37] Brian J. Eves. Design of a large measurement-volume metrological atomic force microscope (afm). *Measurement Science and Technology*, 20:5, 2009.

[38] G.E. Fantner, P. Hegarty, J.H. Kindt, G. Schitter, G.A.G Cidade, and P.K. Hansma. Data acquisition system for high speed atomic force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 76:4, 2005.

[39] M. Fritz, M. Radmacher, N. Petersen, and H. E. Gaub. Visualization and identification of intracellular structures by force modulation microscopy and drug induced degradation. *Journal of Vacuum Science & Technology B: Microelectronics and Nanometer Structures*, 12(3):1526–1529, 1994.

[40] Y. Gan, T. Kawamura, and P.A. Maksym. Atomic and subnanometer resolution in ambient conditions by atomic force microscopy. *Surface Science Reports*, 64:99–121, 2009.

[41] S. Gao, Z.K. Zhang, Y. Wu, and K. Herrmann. Development of a multifunctional microelectromechanical nano-force actuator for calibration of the spring constant of an afm cantilever. In *Proceedings of the Euspen International Conference*, 2009.

[42] G. Girard. The third periodic verification of national prototypes of the kilogram (1988-1992). *Metrologia*, 31:317–336, 1994.

[43] S. Gonda, T. Doi, T. Kurosawa, Y. Tanimura, N. Hisata, T. Yamagishi, H. Fujimoto, and H. Yukawa. Accurate topographic images using a measuring atomic force microscope. *Applied Surface Science*, 144-145:505–509, 1999.

[44] S. Gonda, T. Doi, T. Kurosawa, Y. Tanimura, N. Hisata, T. Yamagishi, H. Fujimoto, and H. Yukawa. Real-time, interferometrically measuring atomic force microscope for direct calibration of standards. *Review of Scientific Instruments*, 70:3362–3368, 1999.

[45] J.E. Griffith and D.A. Grigg. Dimensional metrology with scanning probe microscopes. *Journal of Applied Physics*, 74:83–109, 1993.

[46] Layton C. Hale and Alexander H. Slocum. Optimal design techniques for kinematic couplings. *Precision Engineering*, 25:114–127, 2001.

[47] Layton Carter Hale. *Principles and Techniques for designing precision machines*. PhD thesis, University of California, 1999.

[48] H.C. Hamaker. The london - van der waals attraction between spherical particles. *Physica IV*, 10:1058–1072, 1937.

[49] H.N. Hansen. Dimensional micro and nano metrology. *Annals of the CIRP*, 55 (2), 2006.

[50] U. Hartmann. Magnetic force microscopy: Some remarks from the micromagnetic point of view. *Journal of Applied Physics*, 64(3):1561–1564, August 1988.

[51] T. Hausotte, G. Jäger, E. Manske, N. Hoffmann, and N. Dorozhovets. Application of a positioning and measuring machine for metrological long-range scanning probe microscopy. In *Proceedings of SPIE*, 2005.

[52] J. Haycocks and K. Jackson. Traceable calibration of transfer standards for scanning probe microscopy. *Precision Engineering*, 29:168–175, 2005.

[53] Simon Henein. *Conception des guidages flexibles*. Presses polytechniques et universitaures romandes, 2001.

[54] P. Heydemann. Determination and correction of quadrature fringe measurement errors in interferometers. *Applied Optics*, 20:3382–3384, 1981.

[55] J.L. Hutter and J. Bechhoefer. Manipulation of van der waals forces to improve image resolution in atomic-force microscopy. *Journal of Applied Physics*, 73:4123–4129, 1993.

[56] J.N. Israelachvili. *Intermolecular and surface forces*. 1992.

[57] Bryan B. James. The abbé principle revisited : an updated interpretation. *Precision Engineering*, 1:129–132, 1979.

[58] G. Jäger, T. Hausotte, E. Manske, H-J. Büchner, R. Mastylo, N. Dorozhovets, R. Fübl, and R. Grünwald. Nanometrology-nanopositioning-and nanomeasuring machine with integrated nanoprobes. *Materials Science Forum*, 505-507:7–12, 2006.

[59] G. Jäger, T. Hausotte, E. Manske, H.J. Büchner, R. Mastylo, N. Dorozhovets, and N. Hoffmann. Nanomeasuring and nanopositioning engineering.

[60] G. Jäger, E. Manske, and T. Hausotte. Nanopositioning and measuring machine. In *Proceedings of 2nd EUSPEN Conference*, 2001.

[61] G. Jäger, E. Manske, T. Hausotte, and H.-J. Büchner. Nano-measuring machine for zero abbe offset coordinate measuring. *Technischess Messen*, 67:319–323, 2000.

[62] O. Jusko, X. Zhao, H. Wolff, and G. Wilkening. Design and three dimensional calibration of a measuring scanning tunneling microscope for metrological applications. *Review of Scientific Instruments*, 65:2514–2518, 1994.

[63] Dong-Min Kim, Dong-Woo Kang, Jong-Yeop Shim, Incheon Song, and Dae-Gab Gweon. Optimal design of a flexure hinge-based xyz atomic force microscopy scanner for minimizing abbe errors. *Review of Scientific Instruments*, 76:7, 2005.

[64] Dong-Min Kim, Dong-Yeon Lee, and Dae-Gab Gweon. A new nano-accuracy afm system for minimizing abbe errors and the evaluation of its measuring uncertainty. *Ultramicroscopy*, 107:322–328, 2007.

[65] Jong-Ahn Kim, Jae Wan Kim, Byong Chon Park, and Tae Bong Eom. Measurement of microscope calibration standards in nanometrology using a metrological atomic force microscope. *Measurement Science and Technology*, 17:1792–1800, 2006.

[66] K.R. Koops, M.G.A. Van Veghel, G.J.W.L. Kotte, and M.C. Moolman. Calibration strategies for scanning probe metrology. *Measurement Science and Technology*, 18:390–394, 2007.

[67] V. Korpelainen and A. Lassila. Calibration of a commercial afm - traceability for a coordinate system. *Measurement Science and Technology*, 18:395–403, 2007.

[68] Virpi Korpelainen and Antti Lassila. Online determination of the refractive index of air by ultrasonic speed of sound measurement for interferometric displacement measurements. *ODIMAP*, 16-18:72–77, 2004.

[69] J. Kramar, J. Jun, W. Penzes, F. Scire, C. Teague, J. Villarrubia, E. Amatucci, and D. Gilsinn. The molecular measuring machine. In *Proceedings of International Conference on Mechatronic Technology*, pages 477–487, 1998.

[70] John Kramar, Edward Amatucci, David Gislinn, Jau-Shi Jun, William Penzes, Frederic Scire, E. Clayton Teague, and John Villarrubia. Toward nanometer accuracy measurements. *SPIE Conference on Metrology - Inspection and Process Control for Microlithography XIII*, 3677:1017–1029, 1999.

[71] John A Kramar. Nanometre resolution metrology with the molecular measuring machine. *Measurement Science and Technology*, 16:2121–2128, 2005.

[72] H. Kunzmann. Nanometrology at the ptb. *Metrologia*, 28:443–453, 1991.

[73] Ludovic Lahousse. *Contribution à la construction de machines de grande précision géométrique - le concept d'information dans l'amélioration des performances des machines*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2005.

[74] Ludovic Lahousse, Jean David, Stéphane Leleu, Georges-Pierre Vailleau, and Sébastien Ducourtieux. Application d'une nouvelle conception d'architecture à une

machine de mesure de résolution nanométrique. *Revue Française de Métrologie*, 2005-4:35–43, 2005.

[75] Franck Larsonnier. Enquête visant l'évaluation des acteurs et des besoins en nanométrologie dimensionnelle. 2008.

[76] J. Lazar, P. Klapetek, O. Cip, M. Cizek, and M. Sery. Local probe microscopy with interferometric monitoring of the stage nanopositioning. *Measurement Science and Technology*, 20:6, 2009.

[77] Richard Leach, Jane Haycocks, Keith Jackson, Andrew Lewis, Simon Oldfield, and Andrew Yacoot. Advances in traceable nanometrology at the national physical laboratory. *Institute of Physics Publishing*, Nanotechnology 12:1–6, 2001.

[78] C.W. Lee and S.W. Kim. An ultraprecision stage for alignment of wafers in advanced microlithography. *Precision Engineering*, 21:113–121, 1997.

[79] Dong-Yeon Lee, Dong-Min Kim, Dae-Gab Gweon, and Jinwon Park. A calibrated atomic force microscope using an orthogonal scanner and a calibrated laser interferometer. *Applied Surface Science*, 253:3945–3951, 2007.

[80] Stéphane Leleu. *Contribution à l'évaluation des anges. Conception, réalisation et validation d'un plateau pivotant de très haute précision : vers une nouvelle référence angulaire nationale*. PhD thesis, Ecole Nationale Supérieure des Arts et Métiers, 2000.

[81] I.A. Mahmood and S.O.R. Maheimani. Fast spiral-scan atomic force microscopy. *Nanotechnology*, 20:4, 2009.

[82] Y. Martin, D.W. Abraham, and H. Kumar. High-resolution capacitance measurement and potentiometry by force microscopy. *Applied Physics Letter*, 52:1103–1105, 1988.

[83] Y. Martin, H.K. Williams, and H.K. Wickramasinghe. Atomic force microscope - force mapping and profiling on a sub 100 a scale. *Journal of Applied Physics*, 61:4723–4729, 1987.

[84] A.D. Mazzeo, A.J. Stein, D.L. Trumper, and R.J. Hocken. Atomic force microscope for accurate dimensional metrology. *Precision Engineering*, 33:135–149, 2009.

[85] F. Meli and R. Thalmann. Long-range afm profiler used for accurate pitch measurements. *Measurement Science and Technology*, 9:1087–1092, 1998.

[86] F. Meli, G. Wilkening, and L. Koenders. *Nanoscale calibration standards and methods : Dimensional and related measurementz in the micro-nanometer range*, chapter Lateral and vertical diameter measurements on poolymer particles with a matrology AFM, pages 361–374. The British Library, 2005.

[87] Ernst Meyer, Hans Josef Hug, and Roland Bennewitz. *Scanning probe microscopy - The lab on a tip*. Springer, 2003.

[88] Ichiko Misumi, Satoshi Gonda, Qiangxian Huang, Taeho Keem, Tomizo Kurosawa, Akihiro Fujii, Nahoko Hisata, Takeshi Yamagishi, Hirohisa Fujimoto, Ken Enjoji, Sunao

Aya, and Hiroaki Sumitani. Sub-hundred nanometre pitch measurements using an afm with differential laser interferometers for designing usable lateral scales. *Measurement Science and Technology*, 16:2080–2090, 2005.

[89] Ichiko Misumi, Satoshi Gonda, Tomizo Kurosawa, and Kiyoshi Takamasu. Uncertainty in pitch measurements of one-dimensional grating standards using a nanometrological atomic force microscope. *Measurement Science and Technology*, 14:463–471, 2003.

[90] F. Méli. Application of a metrology afm profiler to various dimensional mesurands. *JMO, Fine Mechanics and optics,*, 47:180–189, 2002.

[91] Y.A. Novikof, A.V. Rakov, and P.A. Todua. Geometric aspects of afm imaging. *Russian microelectronics*, 37:390–409, 2008.

[92] High Level Expert Group on Measurement and Testing. The need of measurement and testing in nanotechnology. Technical report, European Framework Programme for Research and Development, 2002.

[93] A. Pasquini. A metrological spm for dimensional surface measurements.

[94] W. Pauli. Exclusion principle and quantum mechanics. In *Nobel Conference*, 1946.

[95] PI. Piezoelectric tutorial. Technical report, Physik Instrumente, Product Catalog 2006.

[96] G.B. Picotto and M. Pasquini. A metrological spm for dimensional surface measurements. In *Proceedings of the Euspen international Conference*, 2001.

[97] G.B. Picotto and M. Pisani. A sample scanning system with nanometric accuracy for quantitative spm measurements. *Ultramicroscopy*, 86:247–254, 2001.

[98] J. Piot, J. Quian, H. Pirée, G. Kotte, A. Volodin, C. Van Haesendonck, and D. Reynaerts. Development of a metrological atomic force microscope at kuleuven. In *Conference proceedings. 9 Lamdamap. Uxbridge*, 2009.

[99] Jan Piot, Jun Qian, Hugo Pirée, Gerard Kotte, Chris Van Haesendonck, and Dominiek Reynaerts. Design of a thermally and mechanically stable metrological atomic force microscope at kuleuven. In *Proceedings of the Euspen International Conference*, 2009.

[100] B. Poyet, J. David, and S. Ducourtieux. Precision positioning device, 2009.

[101] Benoit Poyet. Pré-étude de la conception d'un afm métrologique. Master's thesis, Universitéde Versailles Saint-Quentin en Yvelines, 2006.

[102] PSIA. *PSIA XE-100 Datasheet*.

[103] Renishaw, New Mils, Wotton-under-Edge, Gloucestershide GL128JR - United Kingdom. *RLD10 Detector head*, 2006.

[104] P. Rerkkumsup, M. Aketagawa, K. Takada, T. Takagi, and T. Wtanabe ans S. Sadakata. Proposal of absolute length measuring machine by combining crystalline

lattice scale and laser interferometry. In *10th international conference on precision engineering*, 2001.

[105] M.J. Rost, L. Crama, P. Schakel, E. van Tol, G.B.E.M. van Velzen-Williams, C.F. Overgauw, H. ter Horst, H. Dekker, B. Okhuijsen, M. Seynen, A. Vijftigschild, P. Han, A.J. KAtan, K. Schoots, R. Schumm, W. van Loo, T.H. Oosterkamp, and J.W.M. Franken. Scanning probe microscopes go video rate and beyond. *Review of Scientific Instruments*, 76:9, 2005.

[106] Theo Ruijl. *Ultra Precision Coordinate Measuring Machine*. PhD thesis, Université Technologique de Delft, 2001.

[107] J. W. Ryu and D-G. Gweon. Error analysis of a flexure hinge mechanism induced by machining imperfection. *Precision Engineering*, 21:83–89, 1997.

[108] P. Schellekens, N. Rosielle, H. Vermeulen, M. Vermeulen, S. Wetzels, and W. Pril. Design for precision - current status and trends. *Annals of the CIRP*, 47:557–586, 1998.

[109] G. Schitter, K. J. Aström, B. Demartini, G. E. Fantner, K. Turner, P. J. Thurner, and P. K. Hansma. Design and modeling of a high-speed afm-scanner. *IEEE Transactions on Control Systems Technology*, 15:906–915, 2007.

[110] Georg Schitter and Marcel J. Rost. Scanning probe microscopy at video-rate. *Materials Today*, 11(Supplement 1):40 – 48, 2008.

[111] Georg Schitter, Philipp J. Thurner, and Paul K. Hansma. Design and input-shaping control of a novel scanner for high-speed atomic force microscopy. *Mechatronics*, 18(5-6):282 – 288, 2008. Special Section on Optimized System Performances Through Balanced Control Strategies, The 4th IFAC Symposium on Mechatronic Systems - Mechatronics 2006.

[112] J. Schneir, T.H. McWaid, J. Alexander, and B.P. Wilfley. Design of an atomic force microscope with interferometric position control. *The Journal of Vacuum Science and Technology B*, 12:3561–3565, 1994.

[113] H. Schwenke, B.R.L. Siebert, F. Wäldele, and H. Kunzmann. Assessment of uncertainties in dimensional metrology by monte carlo simulation - proposal of a modular and visual software. *CIRP Annals - Manufacturing Technology*, 49:395–398, 2000.

[114] SIOS GmbH, Am Vogelherd 46, D-98693 Ilmenau. *Miniature Plane Mirror Interferometer*, October 2005.

[115] J. A. Slides, J. L. Garbini, K. J. Bruland, D. Rugar, O. Zücher, S. Hoen, and C.S. Yannoni. Magnetic resonance force microscopy. *Journal of Applied Physics*, 67:249–265, 1995.

[116] A.H. Slocum, M. Basaran, R. Cortesi, and J.H. Anastasios. Linear motion carriage with aerostatic bearings preloaded by inclined iron core linear electric motor. *Precision Engineering*, 27:382–394, 2003.

[117] Alexander Slocum. *Precision Machine Design*. Society of manufacturing engineers, 1992.

[118] D. P. E. Smith. Limits of force microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 66(5):3191–3195, May 1995.

[119] S. T. Smith, V. G. Badami, J. S. Dale, and Y. Xu. Elliptical flexure hinges. *Review of Scientific Instruments*, 68:1474–1483, 1997.

[120] Georges Spinnler. *Conception des machines - Principes et applications vol.1 : Statique*. Presses Polytechniques et Universitaires Romandes, 1997.

[121] T. Sulchek, R. Hseih, J. D. Adams, G. G. Yaralioglu, S. C. Minne, C. F. Quate, J. P . Cleveland, A. Atalar, and D. M . Adderton. High-speed tapping mode imaging with active q control for atomic force microscope. *Applied Physics Letters*, 76:1473–1475, 2000.

[122] Shinichi Takagi. Stage position measuring apparatus capable of restricting generation of temperature fluctuations to a measured value, 1999.

[123] B. Tang, A.H.W. Ngan, and J. B. Pethica. A method to quantitatively measure the elastic modulus of materials in nanometer scale using atomic force microscopy. *Nanotechnology*, 19:1–7, 2008.

[124] E. Clayton Teague. The nist molecular measuring machine project - metrology and precision engineering design. *Journal of Vacuum Science and Technology B*, 7:1898–1902, 1989.

[125] E.C. Teague. Scanned probe microscopy - stm and beyond. In *American Institute of Physics Conference Proceedings*, 1992.

[126] R. Ryan Vallance, Chris Morgan, and Alexander H. Slocum. Precisely positioning pallets in multi-station assembly systems. *Precision Engineering*, 28:218–311, 2004.

[127] Jack van der Sanden and Theo Ruijl. Aspects of thermal effects in precsion systems. In *Tutorial of the Euspen Conference*, May 2008.

[128] François Villar. *Conception, réalisation et caractérisation de systèmes mécaniques pour l'expérience française de la Balance du Watt*. PhD thesis, Conservatoire National des Arts et Métiers, 2008.

[129] J. M. R. Weaver and David W. Abraham. High resolution atomic force microscopy potentiometry. *Journal of Vacuum Science & Technology B: Microelectronics and Nanometer Structures*, 9(3):1559–1561, 1991.

[130] C. Werner, N. Rosielle, and M. Steinbuch. Metrological atomic force microscope stage. Technical report, 3TU, 2009.

[131] C. Werner, P.C.J.N. Rosielle, and M. Steinbuch. Design and realization of a long-strooke translation stage for metrological afm. In *Proceedings of the Euspen International Conference*, 2009.

[132] C. Werner, P.C.J.N. Rosielle, and M. Steinbuch. Design of a long stroke translation stage for afm. *International Journal of Machine Tools & Manufacture*, 50:183–190, 2010.

[133] JCGM / WG2. *International vocabulary of basic and general terms in metrology*. BIPM, 2008.

[134] Roland Wiesendanger. *Scanning probe microscopy and spectroscopy - Methods and applications*. 1994.

[135] J. B. Xu, K. Lauger, K. Dransfeld, and I. H. Wilson. Thermal sensors for investigation of heat transfer in scanning probe microscopy. *Review of Scientific Instruments*, 65(7):2262–2266, 1994.

[136] A. Yacoot and L. Koenders. Aspects of scanning force microscope probes and their effects on dimensional measurement. *Journal of Physics D : Applied Physics*, 41:1–46, 2008.

[137] A. Yacoot, L. Koenders, and H. Wolff. An atomic force microscope for the study of the effects of tip–sample interactions on dimensional metrology. *Measurement Science and Technology*, 18:350–359, 2007.

[138] A. Yacoot, R. Leach, B. Hughes, C. Giusca, C. Jones, and A. Wilson. Dimensional nanometrology at the national physical laboratory. In *Proceedings of SPIE*, 2009.

[139] Andrew Yacoot and Michael J. Downs. The use of x-ray interferometry to investigate the linearity of the npl differential plane mirror optical interferometer. *Measurement Science and Technology*, 11:1126–1130, 2000.

[140] Y. Yan, Y. Wu, Q. Zou, and C. Su. An integrated approach to piezoactuator positioning in high-speed atomic force microscope imaging. *Review of Scientific Instruments*, 79:9, 2008.

[141] Q. Yao, J. Dong, and P. M. Ferreira. A novel parallel-kinematics mechanisms for integrated, multi-axis nanopositioning - part 1. kinematics and design for fabrication. *Precision Engineering*, 32:7–19, 2008.

[142] Q. Yao, J. Dong, and P. M. Ferreira. A novel parallel-kinematics mechanisms for integrated, multi-axis nanopositioning - part 2. dynamics, control and performance analysis. *Precision Engineering*, 32:20–33, 2008.

[143] L. Zhang, T. Sakai, N. Sakuma, T. Ono, and K. Nakayama. Nanostructural conductivity and surface-potential study of low-field-emission carbon films with conductive scanning probe microscopy. *Applied Physics Letters*, 75(22):3527–3529, 1999.

LISTE DES COMMUNICATIONS

Conférences Internationales :

- 10th International EUSPEN Conference – "*Recent advances in the development of the LNE Metrological Atomic Force Microscope*" – Poster presentation – Delft – June 2010.
- 3rd International Metrology Conference CAFMET – "*Development of a metrological AFM with minimized Abbe errors*" – oral presentation – Cairo – April 2010
- Optical Micro and Nanometrology, SPIE International Symposium, Photonics Europe – "*Advances in the development of the LNE metrological atomic force microscope*" – oral presentation – Brussels – April 2010.
- 9th International EUSPEN Conference – "*Design of the LNE Metrological Atomic Force Microscope*" – Poster presentation – San-Sebastian – June 2009.
- NANOSCALE – "*Development of a new high guidance quality XYZ flexure scanner for the LNE metrological Atomic Force Microscope*" – Oral presentation – Torino – September 2008.
- NANOSCALE – "*Recent advances for the LNE Metrological Atomic Force Microscope*" – poster presentation – Torino – September 2008.
- EUSPEN – "*Development of a new XY translation flexure stage with high guidance quality for the LNE Metrological Atomic Force Microscope*" – poster presentation – Zurich – May 2008.

Conférences Nationales :

- Nominé au concours Fibre de l'Innovation 2008 organisé par OpticsValley – "*Deux minutes chrono : platine de positionnement à l'échelle du nanomètre*" – présentation orale – Paris – Décembre 2008.
- Salon Micronora – "*Développements récents sur le Microscope à Force Atomique Métrologique du LNE*" – présentation orale – Besançon – Septembre 2008.
- Premières rencontres recherche – industrie en nanométrologie : Enjeux et besoins en nanométrologie dimensionnelle – "*Le Microscope à Force Atomique Métrologique du LNE*" – présentation orale – Paris – Novembre 2007.
- Colloque à l'université de Versailles sur la métrologie – "*Capteurs et mesure de position sur l'AFM Métrologique du LNE*" – présentation orale – Versailles – Mai 2007.

- Forum des Microscopies à Sonde Locale – "*Développement d'un Microscope à Force Atomique dont les mesures sont traçables au mètre étalon*" – présentation d'un poster – Troyes – Mars 2007.

Publications :

- Poyet B, Ducourtieux S, "*Development of a metrological AFM with minimized Abbe errors*" – in Proc. of the 3rd International Metrology Conference CAFMET – Cairo – April 2010
- Poyet B, Ducourtieux S, "*Advances in the development of the LNE metrological atomic force microscope*", in Proc. of SPIE International Symposium, Photonics Europe – Brussels – April 2010.
- Poyet B, Ducourtieux S, Larsonnier F, David J, Lahousse L, Leleu S, "*Design of the LNE metrological AFM*", in Proc. of the 9th International Conference EUSPEN, San Sebastian, Juin 2009.
- Poyet B, Ducourtieux S, David J, Lahousse L, "*Recent advances for the LNE Metrological Atomic Force Microscope*", in Proc. of Nanoscale, Turin, Septembre 2008.
- Poyet B, Ducourtieux S, David J, Lahousse L, "*Development of a new high guidance quality XYZ flexure scanner for the LNE metrological AFM*", in Proc. of Nanoscale, Turin, Septembre 2008.
- Poyet B, Ducourtieux S, David J, Lahousse L, "*Development of a new XY translation flexure stage with high guidance quality for the LNE metrological AFM*" in Proc. of Euspen, Zurich, Mai 2008

Brevet :

- Brevet Américain #12/433,137 : Poyet B, David J, Ducourtieux S, "*Precision positioning device*".

<u>Titre</u> : Conception d'un microscope à force atomique métrologique

Les microscopes en champ proche sont très largement utilisés pour caractériser des propriétés physiques à l'échelle du nanomètre. Afin d'assurer la cohérence des mesures et l'exactitude des résultats mesurés, ces microscopes ont besoin d'être étalonnés périodiquement. Ce raccordement à la définition de l'unité de longueur est assuré par le biais d'étalons de transfert dont les caractéristiques dimensionnelles peuvent être mesurées à l'aide d'un microscope à force atomique métrologique.

Les travaux réalisés au cours de cette thèse ont pour but de développer en France le premier microscope à force atomique métrologique (mAFM) capable d'étalonner ces échantillons de référence. Il s'agit d'un AFM dont les courses disponibles sont de 60 µm dans le plan horizontal et 15 µm suivant l'axe vertical. Les mesures de la position relative de la pointe AFM par rapport à l'échantillon sont réalisées à l'aide d'interféromètres différentiels dont la longueur d'onde est étalonnée afin d'assurer un raccordement direct à la définition du mètre étalon. Les incertitudes de mesure de la position de la pointe par rapport à l'échantillon sont de l'ordre du nanomètre.

Quatre axes de développement concourent à cet objectif : (i) la minimisation des erreurs d'Abbe, (ii) l'optimisation de la chaîne métrologique, (iii) la réduction des effets thermiques sur le processus de mesure et (iv) l'optimisation des mesures interférométriques dans l'air ambiant.

<u>MOTS-CLÉS</u> : *Métrologie dimensionnelle, microscopie à force atomique, interférométrie, nanométrologie.*

<u>Title</u>: Development of a metrological atomic force microscope

Scanning probe microscopes are very well used for characterization at the nanometer scale. To ensure the measurement coherency and the accuracy of the results, those microscopes need to be periodically calibrated. It's done thanks to reference standards whose dimensional characteristics are measured by a metrological atomic force microscope (mAFM) for example.

The aim of this thesis work is to develop in France the first metrological atomic force microscope in order to calibrate the reference standards that are used in scanning probe microscopy. Displacement range is about 60 µm in the horizontal plane and 15 µm along the vertical axis. Dimensional measurements of the tip-sample relative position are achieved with four differential interferometers whose laser wavelengths are calibrated in order to perform direct traceability to the length standard. The tip sample relative position uncertainty is about one nanometer for the whole range.

The conception of this metrological AFM is lead through four main design rules: (i) the minimization of Abbe errors, (ii) the optimization of the metrological loop, (iii) the reduction of thermal effects during the measurement process and (iv) the optimization of ambient interferometrical measurement.

<u>KEYWORDS</u>: *Dimensional metrology, atomic force microscopy, interferometry, nanometrology.*